

АКАДЕМИЯ НАУК УКРАИНСКОЙ ССР  
ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
им. Г. В. КАРПЕНКО

# **МЕХАНИКА РАЗРУШЕНИЯ**

## **и ПРОЧНОСТЬ МАТЕРИАЛОВ**

---

**СПРАВОЧНОЕ  
ПОСОБИЕ  
В ЧЕТЫРЕХ  
ТОМАХ**

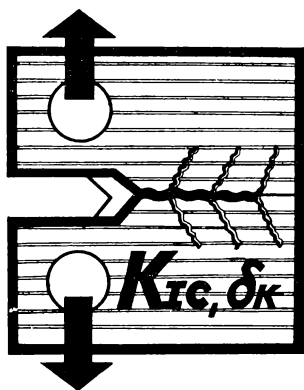
---

Под общей редакцией  
академика АН УССР  
**В. В. ПАНАСЮКА**

ТОМ 3

С.Е.Ковчик, Е.М.Морозов

# ХАРАКТЕРИСТИКИ КРАТКОВРЕМЕННОЙ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ МАТЕРИАЛОВ И МЕТОДЫ ИХ ОПРЕДЕЛЕНИЯ



Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пособие: В 4 т. / Под общей ред. Панасюка В. В.— Киев: Наук. думка, 1988.— ISBN 5-12-000300-1.

Т. 3: Характеристики кратковременной трещиностойкости материалов и методы их определения / Ковчик С. Е., Морозов Е. М.— 1988.— 436 с.— ISBN 5-12-000417-7.

Описаны методы определения характеристик трещиностойкости материалов при статическом и ударном нагружении, методы измерения длины трещины, приведены данные о трещиностойкости конструкционных материалов с учетом влияния температурных и структурных факторов, а также коррозионных сред.

Для специалистов — физиков, механиков, материаловедов, инженеров, работающих в области механики разрушения и прочности материалов, а также для студентов и аспирантов, специализирующихся в этой области науки.

Ил. 373. Табл. 181. Библиогр.: с. 408—433.

Ответственный редактор *О. Н. Романив*

Печатается по постановлению ученого совета  
Физико-механического института АН УССР  
и решению редакционной коллегии  
справочной литературы АН УССР

Редакция справочной литературы

Заведующий редакцией *В. В. Панюков*

Редактор *Р. И. Гусячая*

М 2105000000-570  
М221(04)-88 КУ-3-18-88

ISBN 5-12-000417-7 (Т.3)  
ISBN 5-12-000300-1

© Издательство «Наукова думка», 1988



# ОГЛАВЛЕНИЕ

---

От авторов . . . . .	7
Основные обозначения и принятые сокращения . . . . .	8
<b>Глава 1. Определение трещиностойкости материалов при квази-статическом нагружении . . . . .</b>	<b>13</b>
1.1. Вводные замечания . . . . .	13
1.2. Анализ основных подходов к определению характеристик трещиностойкости . . . . .	14
1.3. Методика испытаний материала на трещиностойкость . . . . .	27
1.4. Определение трещиностойкости конструкционного материала при испытании цилиндрического образца с кольцевой трещиной . . . . .	48
1.5. Определение эффективной поверхностной энергии . . . . .	57
1.6. Методика определения критического раскрытия трещины нормального разрыва . . . . .	61
1.7. Определение трещиностойкости материалов при развитии трещин поперечного или продольного сдвига . . . . .	66
1.8. Определение критического раскрытия трещины при продольном сдвиге . . . . .	76
1.9. Метод разгрузки в экспериментальной механике разрушения . . . . .	78
1.10. Определение трещиностойкости $K_{Ic}$ конструкционных материалов через их механические характеристики и параметр структуры . . . . .	86
<b>Глава 2. Значения трещиностойкости для некоторых материалов . . . . .</b>	<b>91</b>
2.1. Трещиностойкость сталей, алюминиевых и титановых сплавов и неметаллических материалов . . . . .	92
2.2. Влияние низких температур . . . . .	164
2.3. Влияние структурных факторов . . . . .	182
2.4. Влияние водорода . . . . .	248
2.5. Влияние коррозионных сред . . . . .	256
<b>Глава 3. Определение трещиностойкости при динамическом нагружении . . . . .</b>	<b>282</b>
3.1. Вводные замечания . . . . .	282
3.2. Основные методы оценки склонности материалов к хрупкому разрушению при динамическом нагружении . . . . .	286
3.3. Анализ основных подходов определения трещиностойкости материалов при динамическом нагружении . . . . .	291
3.4. Охлаждение образцов . . . . .	302

3.5. Определение энергетической характеристики трещиностойкости $a_c^d$ . . . . .	304
3.6. Электронно-осциллографическая установка для записи параметров разрушения при динамических испытаниях . . . . .	305
3.7. Диаграмма нагрузка — деформация при ударных испытаниях	306
3.8. Моделирование процесса изгиба образцов при ударных испытаниях на маятниковых копрах . . . . .	313
3.9. Получение статических характеристик трещиностойкости при динамическом нагружении . . . . .	318
3.10. Оценка характеристик динамической трещиностойкости . . . . .	321
3.11. Исследование трещиностойкости по моменту старта и остановки трещины при неизотермических условиях испытаний . . . . .	330
3.12. Методика измерения средней скорости закритического разрушения ферромагнитных материалов . . . . .	336
3.13. Определение трещиностойкости на стадии остановки трещины	339
3.14. Определение температуры нулевой пластичности при испытаниях падающим грузом . . . . .	343
3.15. Особенности температурных зависимостей характеристик трещиностойкости конструкционных сталей . . . . .	346
 Г л а в а 4. Экспериментальные методы измерения длины растущей трещины . . . . .	 368
4.1. Вводные замечания . . . . .	368
4.2. Классификация методов измерения длины и скорости роста трещины . . . . .	369
4.3. Принципы построения приборов для исследования кинетики разрушения . . . . .	371
4.4. Оптические методы . . . . .	372
4.5. Метод упругой податливости . . . . .	374
4.6. Метод акустической эмиссии . . . . .	379
4.7. Ультразвуковой метод . . . . .	381
4.8. Метод разности электрических потенциалов . . . . .	385
4.9. Метод вихревых токов . . . . .	396
4.10. Магнитные методы . . . . .	398
4.11. Метод сигнальных датчиков . . . . .	402
4.12. Фрактографические методы . . . . .	404
Список литературы . . . . .	408
 Предметный указатель . . . . .	 434

При расчете на прочность элементов конструкций на основе положений механики хрупкого разрушения необходимо располагать данными о критических коэффициентах интенсивности напряжений материала с учетом его состояния и условий эксплуатации изготовленного из него узла конструкции. Особое значение при этом имеют характеристики трещиностойкости — критическое значение коэффициента интенсивности напряжений, критическое раскрытие трещины, эффективная поверхностная энергия и др. Для определения этих характеристик предложены различные подходы и методы, оценка влияния на них различных температурных, металлургических, структурных и других факторов, а также агрессивных рабочих сред.

Получены значительные результаты, однако пользование ими затруднено, так как они рассеяны в многочисленных изданиях, которые часто труднодоступны. Поэтому назрела необходимость их систематизации.

Настоящее пособие содержит сведения о критических коэффициентах интенсивности напряжений у вершин трещин, методах и средствах определения характеристик трещиностойкости, а также данные о трещиностойкости конструкционных материалов.

В третьем томе изложены основные подходы к определению сопротивления материала распространению трещины, приведены экспериментальные данные о трещиностойкости конструкционных материалов с учетом различных факторов и коррозионных сред. Описаны методы измерения длины трещины.

В 1-й главе излагаются методы определения характеристик трещиностойкости при нормальном отрыве, а также при продольном сдвиге. Приводятся примеры определения этих характеристик, а также сопоставляются данные о трещиностойкости, установленные различными методами и на различных схемах нагружения образцов.

Во 2-й главе изложены экспериментальные данные о характеристиках прочности и трещиностойкости распространенных сталей, титановых и алюминиевых сплавов, неметаллических материалов. Для некоторых из них приведены температурные зависимости этих характеристик, влияние термообработки, металлургических и структурных факторов, а также влияние водорода, жидких коррозионных сред и других условий.

В 3-й главе описаны методы определения динамической трещиностойкости, типы образцов и схемы нагружения, установок для экспериментальных исследований, дан краткий анализ диаграмм разрушения, методика оценки трещиностойкости на стадии остановки трещины, а также методика определения температуры нулевой пластичности.

Описанию методов измерения длины растущей трещины, классификации методов, принципов построения приборов для исследования кинетики разрушения, оптических, ультразвуковых, электромагнитных и других методов измерения длины и скорости роста трещины посвящена 4-я глава.

Авторы выражают глубокую благодарность члену-корреспонденту АН СССР Н. А. Махутову за подготовку и предоставление материалов п. 3.15, а также докт. техн. наук В. М. Маркочеву за предоставление материалов к гл. 3 и 4.

# ОСНОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ И ПРИНЯТЫЕ СОКРАЩЕНИЯ

---

$A$	— работа внешних сил, затрачиваемая на пластическую деформацию и разрушение трещины
$A_e$	— выделившаяся упругая энергия, расходуемая на продвижение трещины
$A_p$	— работа пластической деформации
$A_{\max}$	— максимальная потенциальная энергия падающего груза
$A_{\min}$	— минимальная потенциальная энергия падающего груза
$\alpha_c^D$	— удельная работа разрушения образца с трещиной при динамическом разрушении
$\alpha_c$	— удельная работа разрушения образца с трещиной при статическом разрушении
$b$	— ширина образца
$D$	— внешний диаметр цилиндрического образца с кольцевой трещиной
$D_K$	— диаметр цилиндрического образца по концентратору
$d_0$	— характерный размер структурной составляющей
$E$	— модуль нормальной упругости
$F$	— площадь поперечного сечения образца
$F_H$	— нетто-площадь образца с трещиной
$F_B$	— доля вязкой составляющей на поверхности разрушения
$f$	— частота перемагничивания образца
$f_0$	— деформация образца
$f_M$	— деформация машины
$f_c$	— стрела прогиба образца на линии действия нагрузки
$G$	— модуль сдвига
$G, G_1, G_2$	— жесткость образца, опор и ножа соответственно
$G_M$	— жесткость машины
$g$	— ускорение силы тяжести
$G_{Ic}, G_{IIIc}$	— критическая интенсивность освобождения энергии деформации соответственно при нормальном отрыве и продольном сдвиге
$h$	— высота элементарного объема зоны предразрушения
$h_d$	— калибровочная постоянная (длина волны записанной синусоиды на ленте)
$I$	— момент инерции
$I_0$	— предел трещиностойкости
$J$	— джей-интеграл
$J_0 (J_{Ic})$	— критическое значение джей-интеграла

$K_c, K_c^D$	— критический коэффициент интенсивности напряжений соответственно при статическом и динамическом разрушении
$K_{Ic}, K_{Ic}^D$	— критический коэффициент интенсивности напряжений при статическом и динамическом разрушении в условиях максимального стеснения пластической деформации
$K_c^0$	— критический коэффициент интенсивности напряжений на стадии остановки трещины
$K_C$	— ударная вязкость
$K_U, K_V, K_T$	— работа деформирования и разрушения при ударе соответственно для стандартных образцов с U-, V-, T-образными концентраторами
$K_Q, K_Q^D$	— расчетное значение коэффициента интенсивности напряжений соответственно при статическом и динамическом разрушении
$K$	— полная работа деформирования и разрушения при динамическом разрушении
$K_3$	— работа зарождения трещины при динамическом разрушении
$K_p$	— работа разрушения с сопутствующим ему пластическим деформированием при динамическом разрушении
$\dot{K}_I$	— скорость изменения коэффициента интенсивности напряжений
$K_{Ic}^*$	— ограничивающее значение трещиностойкости
$K_c^*$	— условный критический коэффициент интенсивности напряжений для максимальной нагрузки
$K_{IIc}, K_{IIc}$	— критическое значение коэффициента интенсивности напряжений соответственно при поперечном (модель II) и продольном (модель III) сдвиге
$K_{I \text{ fmax}}$	— коэффициент интенсивности напряжений при максимальной нагрузке в условиях циклического нагружения
$L_T$	— длина искривленного фронта трещины
$L_o$	— длина цилиндрического образца с кольцевой трещиной
$L_m$	— расстояние от оси маятника до середины образца
$l$	— исходная длина трещины
$l_m$	— расстояние точки маятника от его оси
$M_{co}, M_{ci}$	— коэффициенты интенсивности напряжений и деформаций в пластической области
$M_{и}$	— изгибающий момент
$M_{к}$	— крутящий момент
$m$	— масса образца
$m_1$	— масса опоры плюс половина массы образца
$m_2$	— масса ножа плюс половина массы образца
$m_3$	— масса молота маятника
$n$	— полное число импульсов
$\dot{n}$	— частота следования импульсов
$P, P_1, P_2$	— нагрузки на образце, опоре и ноже соответственно при динамических испытаниях
$P_o$	— максимальная нагрузка, действующая на образец
$P_Q$	— расчетная нагрузка

$P_*$	— нагрузка страгивания исходной трещины
$\dot{P}$	— скорость нагружения
$P_0$	— нагрузка в момент остановки трещины
$Q_A$	— нагрузка, при которой в окрестности контура трещины возникает пластическая зона, удовлетворяющая условиям автомодельности
$Q_f^0$	— нагрузка для создания усталостной трещины
$R$	— радиус дискового образца
$R_a$	— коэффициент асимметрии цикла
$r_y$	— радиус пластической зоны у вершины трещины
$S_l$	— перемещение точки маятника
$S$	— площадь образовавшейся трещины
$s$	— расстояние между центрами поперечного сечения и статического излома в цилиндрическом образце с кольцевой трещиной
$S_{отр}$	— сопротивление отрыву
$T$	— температура испытания
$T_f$	— температура, при которой создавалась усталостная трещина
$T_{к1}$	— температура перехода от вязкого к квазихрупкому разрушению образцов с трещинами
$T_{к2}$	— температура перехода от квазихрупкого к хрупкому разрушению образцов с трещинами
$T_{деф}$	— температура деформирования
$T_{зак}$	— температура закалки
$T_{ко}$	— критическая температура материала в вершине остановившейся трещины
$T_{н.п}$	— температура нулевой пластичности
$T_{обл}$	— температура облучения
$T_{обр}$	— температура обработки
$T_{отп}$	— температура отпуска
$t$	— толщина образца
$t_n$	— толщина образца в нетто-сечении
$t_p$	— расчетная толщина образца
$t_c$	— толщина образца в зоне разрушения
$U$	— потенциальная энергия системы
$v_f$	— скорость перемещения захватов
$v_l$	— линейная скорость перемещения ножа маятника
$v_{деф}$	— скорость деформирования
$v_{зв}$	— скорость распространения ультразвуковых волн
$v_m$	— скорость движения маятника во время удара
$v_{нагр}$	— скорость нагружения
$v_x$	— скорость развертки осциллографа
$v_{l_0}$	— линейная скорость движения ножа маятника в начале удара
$W$	— энергия упругой деформации
$Y_{1n}, Y_{1p}, Y(l/b)$	— поправочные функции ( $K$ -тарировки)
$\alpha_0, \beta_0$	— координаты точки приложения сосредоточенной нагрузки
$\gamma_{\Sigma}$	— эффективная поверхностная энергия
$\Delta C$	— смещение берегов надреза образцов в соответствующих точках при максимальной нагрузке

$\delta$	— относительное удлинение образца
$\delta_0$	— критическое раскрытие в вершине трещины при нормальном отрыве
$\Delta_{пл}$	— пластическое смещение
$\delta_r$	— характерный размер трещины в плоскости, перпендикулярной распространению ультразвуковых волн
$\delta_{IIIc}$	— критическое смещение берегов трещины при продольном сдвиге
$\delta_z$	— удлинение элементарного объема в зоне предразрушения в процессе его деформации
$\varepsilon$	— относительная глубина кольцевой трещины
$\varepsilon_m$	— макродеформация элементарного объема в зоне предразрушения в момент развития трещины
$\dot{\varepsilon}_*$	— скорость деформации
$\theta$	— угол поворота балки
$\lambda$	— податливость образца с трещиной
$\lambda_b$	— относительная длина трещины
$\lambda_l$	— длина ультразвуковой волны
$\mu$	— коэффициент Пуассона
$\nu$	— частота упругих колебаний
$\rho$	— структурный параметр материала
$\sigma$	— исходное номинальное напряжение
$\sigma_c, \sigma_c^d$	— номинальные разрушающие напряжения по неослабленному сечению образца соответственно при статическом и динамическом разрушении
$\sigma_{co}, \sigma_{co}^d$	— номинальные разрушающие напряжения по ослабленному сечению образца
$\sigma_{0,2}, \sigma_{0,2}^d$	— предел текучести соответственно при статическом и динамическом разрушении
$\sigma_{-1}$	— предел усталости
$\sigma_b$	— предел прочности
$\sigma_{ко}$	— критическое напряжение остановки трещины
$\sigma_{pl}$	— напряжение, соответствующее пластическому шарниру
$\tau$	— время
$\tau_m$	— длительность магнитного импульса
$\tau_r$	— предел текучести при сдвиге
$\tau_p$	— время за критического разрушения
$\psi$	— относительное сужение
$\varphi_0$	— относительное утонение образца в зоне разрушения
$\omega_0$	— угловая скорость маятника в начале удара
АДС	— автоматическая дуговая сварка
АЭ	— акустическая эмиссия
ВДП	— вакуумно-дуговой переплав
ВД, ВП	— направления разрушения (см. рис. 2.1)
ВТ	— вихревые токи
ВТМО	— высокотемпературная термомеханическая обработка
ДВ, ДП	— направления разрушения (см. рис. 2.1)
ДВТ	— токовихревой датчик
ДКБ	— двухконсольная балка
ДН	— датчик нагрузки
ЗТВ	— зона термического влияния
ИПТ	— испытания падающим грузом
КИН	— коэффициент интенсивности напряжений
КО	— контрольная термообработка

ЛВ	— линии Вальнера
МИ	— магнитное изображение
МШ	— металл шва
ОА	— остаточный аустенит
ОМ	— основной металл
ОХ	— обработка холодом
ПД, ПВ	— направления разрушения (см. рис. 2.1)
РЭП	— разность электрических потенциалов
СРТ	— субкритический рост трещины
СД	— сигнальный датчик
СС	— схема сравнения
ТУЗ-метод	— теневой ультразвуковой метод
ФН	— фазовый наклеп
ХЭМ	— хромэквивалент мартенситообразования
ЭМР	— экспериментальная механика разрушения
ЭУЗ-метод	— импульсный эхо-метод
ЭШП	— электрошлаковый переплав
ЭШС	— электрошлаковая сварка



## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ МАТЕРИАЛОВ ПРИ КВАЗИСТАТИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

---

### 1.1. Вводные замечания

Современное машиностроение широко использует высокопрочные конструкционные материалы (стали, титановые сплавы, алюминиевые сплавы и др.). Существующие стандарты на механические испытания позволяют получить основные механические характеристики материалов ( $\sigma_T$ ,  $\sigma_B$ ,  $\delta$ ,  $\psi$ ,  $\sigma_{-1}$ ,  $K_S$  и др.) при различных видах нагружения (статическом, циклическом, ударном) в условиях однородных (гладкие образцы) и неоднородных (надрезанные образцы) напряженных состояний в предположении сплошности материалов, т. е. отсутствия в них дефектов типа трещин. Указанные характеристики механических свойств являются основными при выборе конструкционных материалов и при проведении расчетов на окончательные разрушения. При этом как в испытаниях, так и в расчетах сопротивляемость материала развитию трещин не учитывается. Вместе с тем опыт эксплуатации современных высоконагруженных ответственных узлов конструкций и деталей машин показал, что создать материалы, а также изготовить детали и ответственные узлы конструкций без дефектов типа трещин (технологические концентраторы, расслоение и др.) практически невозможно. Такие материалы в процессе эксплуатации при наличии охрупчивающих факторов (низкие температуры, высокие скорости нагружения, поверхностно-активные и коррозионно-агрессивные среды и т. п.) склонны к хрупкому разрушению, т. е. к разрушению путем спонтанного распространения трещины без заметных предварительных пластических деформаций. Частые повреждения, аварии и катастрофы сооружений и машин выдвинули задачу проведения исследований образцов и конструкций с трещинами и разработки методов оценки трещиностойкости конструкционных материалов, т. е. методов определения сопротивления материалов развитию в них трещин.

На протяжении последних десяти лет усилия лабораторий различных стран по механическим испытаниям материалов были направлены на разработку и унификацию методик определения трещиностойкости материалов, обеспечивающих получение достоверных и воспроизводимых результатов. В последнее время в США разработан стандартный метод испытаний на определение вязкости разрушения при плоской деформации [1], в СССР изданы методические указания по определению характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении [2], а также принят ГОСТ 25.506—85 [3]. Эти документы обобщили многолетние работы по созданию нормативно-технической документации, регламентирующей проведение подобных исследований как в нашей стране, так и за рубежом. Большинство известных исследований посвящено разработке методик определения характеристик трещиностойкости материала в случае, когда распространение в нем трещины реализуется по механизму нормального отрыва. Для других механизмов распространения трещины, в частности при продольном и поперечном сдвиге ее берегов, таких разработок практически нет. В то же время практика эксплуатации инженерных конструкций показывает, что многие из них (например, валы машин, трансмиссионные передачи,

бурильные колонны, торсионные муфты) разрушаются в результате развития трещины по механизму продольного сдвига. Поэтому важны данные о трещиностойкости конструкционных материалов при распространении трещин при продольном и поперечном сдвигах.

В настоящей главе приведен обзор схем нагружения образцов, встречающихся в практике исследований, охватывающих специфику полуфабрикатов и имитирующих работу полунатурных изделий, для определения трещиностойкости конструкционных материалов.

Задачи технологии, конструирования и расчета на прочность и долговечность требуют знания механических свойств материалов, определяемых экспериментально при механических испытаниях образцов.

Методы механических испытаний можно разделить на две группы: первая предусматривает испытания образцов в идеальных условиях (гладкие макросплошные образцы, отсутствие эксцентриситетов, равномерное распределение напряжений и т. п.), вторая — испытания в неидеальных условиях (надрезанные образцы, перекосы, нагрузки, большие и нелинейные градиенты напряжений и т. п.) [4].

Механические испытания первой группы являются основой для количественной характеристики свойств при различных режимах нагружения; результаты этих испытаний используются при массовом контроле материалов, выпускаемых на металлургических предприятиях, при разработке новых марок материалов и технологии термической, термомеханической и других видов обработки, а также в расчетах прочности деталей машин и элементов конструкций. Методы и средства испытаний первой группы, типы образцов и способы нагружения унифицированы и стандартизованы в национальных и международных рамках [5, 6].

Предполагается, что идеализация условий испытания первой группы позволяет установить предельные свойства материала («потолок» прочности). Однако реальная работа материала в виде деталей машин сопряжена со значительными отклонениями от идеального режима испытания и как следствие с отклонениями значений механических свойств. Это и вызвало необходимость в испытаниях второй группы, в которых отклонения от идеальных условий нагружения дают возможность выявить поведение материала в конструкции. Сопоставление результатов испытаний первой и второй групп позволяет оценить степень надежности данного материала (и является предметом исследования так называемой конструкционной прочности).

Во вторую группу испытаний входит экспериментальная механика разрушения. Предельно острые надрезы, представляющие собой трещины, позволяют создавать наибольшие градиенты напряжений и оценивать материал в самых неблагоприятных условиях его работы.

Современные методы механических испытаний в механике разрушения с их богатым набором математических решений возникающих при этом крайних задач для образцов с трещинами, достаточным арсеналом средств регистрации местных упругопластических деформаций и развития трещин сделали возможным количественный анализ процессов разрушения, т. е. определение вязкости разрушения, или трещиностойкости материалов.

Здесь изложены общие трактовки отдельных видов критериальных характеристик и методы их экспериментального определения.

## **1.2. Анализ основных подходов к определению характеристик трещиностойкости**

Различные критерии разрушения дают возможность получить различные механические свойства материала, характеризующие его трещиностойкость.

Термином трещиностойкость называют характеристики материала, определяющие его сопротивление разрушению. К основным характеристикам трещиностойкости относятся:

критическое (максимальное) значение коэффициента интенсивности напряжений  $K_c$  — характеристика поля напряжений на стадии возникновения разрушения вблизи вершины трещины, устанавливаемая расчетом по значению критического напряжения или нагрузке и размерам трещины и поперечного сечения образца. Критическое значение коэффициента интенсивности напряжений  $K_{Ic}$  — предельное значение величины  $K_c$  в окрестности вершины трещины в момент ее срагивания, когда в этой окрестности реализуется трехосное растяжение при плоской деформации;

критическое раскрытие  $\delta_c$  между берегами трещины в ее тупиковой части при срагивании — взаимное перемещение берегов трещины в ее вершине, характеризующее предельную способность материала к пластической деформации в зоне трещины в начале ее движения и определяемое пересчетом при возникновении разрушения по данным измерений перемещений  $\Delta_c$  в соответствующих точках образца в процессе испытаний;

плотность энергии разрушения, или эффективная поверхностная энергия  $\gamma_s$  — работа, которую необходимо затратить на образование единицы свободной поверхности в данном материале при заданных условиях (температуре, окружающей среде, скорости деформирования), и эквивалентные ей критическая интенсивность освобождения энергии деформации  $G_{Ic}$  и критическое значение  $J$ -интеграла;

характеристики энергетических затрат, связанных с увеличением поверхности разрушения.

Кроме основных характеристик трещиностойкости материала для количественной оценки сопротивления развитию трещин определяют:

критические напряжения — номинальные разрушающие напряжения (по неослабленному сечению  $\sigma_c$  или по сечению, ослабленному трещиной,  $\sigma_{co}$ ); их устанавливают расчетом по значениям нагрузок, измеренных при испытаниях;

удельную работу разрушения  $a_c$  — характеристику энергетических затрат на деформирование и разрушение образца, определяемую отношением работы внешних сил к размеру исходного ослабленного сечения;

условный критический коэффициент интенсивности напряжений для максимальной нагрузки  $K_c^*$ ;

предел трещиностойкости  $I_c$  — критические коэффициенты интенсивности напряжений определенные на образцах или элементах конструкций по максимальной нагрузке независимо от характера разрушения при разных длинах трещин. Возможна аппроксимирующая зависимость  $I_c$  в функции длины трещины или отношения критического напряжения к временному сопротивлению образца без трещины;

критическое значение коэффициента интенсивности напряжений  $M_{c\sigma}$  — характеристика поля напряжений в упругопластической области на стадии возникновения разрушения, определяемая расчетом по величинам  $\sigma_0$  и  $\sigma_{co}$ ;

критическое значение коэффициента интенсивности деформаций  $M_{c\epsilon}$  — характеристика поля упругопластических деформаций в вершине трещины на стадии возникновения разрушения, определяемая по данным измерения местных деформаций или расчетом по критическим напряжениям  $\sigma_{co}$ .

В области, где справедливы положения линейной механики разрушения, существует практически одна характеристика трещиностойкости — критический коэффициент интенсивности напряжений  $K_{Ic}$  при максимальном стеснении пластических деформаций (что обычно достигается созданием условий плоской деформации путем увеличения толщины испытываемого

образца). Этот коэффициент (для краткости часто называемый трещиностойкостью) в предположении линейной упругости материала вплоть до вершины трещины (рис. 1.1) связан с другими характеристиками трещиностойкости  $G_{Ic}$ ,  $\gamma_3$ ,  $\delta_c$ ,  $J_{Ic}$  соотношением

$$2\gamma_3 = \sigma_0 \delta_c = \frac{1 - \mu^2}{E} K_{Ic}^2 = G_{Ic} = J_{Ic} \quad (1.1)$$

( $E$  — модуль упругости,  $\mu$  — коэффициент Пуассона,  $\sigma_0$  — предел хрупкой прочности).

Понятие трещиностойкости материала как предельного значения коэффициента интенсивности напряжений  $K_{Ic}$  определяется характером напряженно-деформированного состояния,

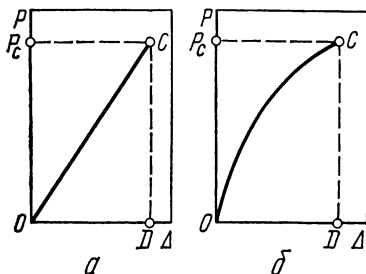


Рис. 1.1. Диаграмма деформирования линейно упругого (а) и нелинейно упругого (б) материала.

возникающего в окрестности вершины трещины при плоской деформации. Если же плоская деформация в окрестности вершины трещины в рассматриваемом теле не реализуется, то установленную трещиностойкость в терминах коэффициентов интенсивности напряжений обозначают через  $K_c$ . Взаимосвязь между величинами  $K_{Ic}$  и  $K_c$  следующая:  $K_{Ic}$  в рамках принятой точности измерения, вообще говоря, не зависит от геометрии испытываемого образца, а  $K_c$  зависит, и в первую очередь от толщины образца. В связи с этим характеристику  $K_{Ic}$  принято рас-

сматривать как константу материала; она является минимальным значением возможных значений  $K_c$  при заданных условиях испытания (температура, скорость нагружения, среда). Величина  $K_{Ic}$ , так же как и  $\gamma_3$  или  $\delta_c$ , для заданных условий есть количественная характеристика свойств материала в окрестности острых трещиноподобных концентраторов напряжений. Она существенно дополняет обычные, принятые как стандартные, механические характеристики прочности конструкционных материалов, поскольку отражает свойства материала в таких состояниях, когда он деформирован за предел упругости и в нем начинается процесс разрушения — образования новых поверхностей. Величина  $K_{Ic}$  зависит от температуры испытания, скорости нагружения, физико-химического воздействия окружающей среды, причем эта зависимость более существенна, чем для обычных механических характеристик. Поэтому во многих случаях данные о трещиностойкости могут служить важным показателем влияния указанных факторов на изменение эксплуатационных свойств материала в конструкции.

Для экспериментального определения  $K_{Ic}$  достаточно иметь образец подходящей формы, содержащий трещину, и  $K$ -тарировку этого образца. Если пластическая деформация у вершины трещины в достаточной мере мала, то подстановка в формулу для  $K$  силы  $P_c$  дает трещиностойкость  $K_{Ic}$ .

По определению,  $K_{Ic}$  есть характеристика, оценивающая сопротивление материала распространению трещины в условиях наименьшей пластической зоны перед вершиной трещины. Допуск на линейные размеры этой зоны определяют условия достоверности (корректности) определения трещиностойкости  $K_{Ic}$ .

Обычно при испытаниях используют плоские образцы с исходной трещиной и для уменьшения пластической зоны приходится увеличивать тол-

щину образца с целью приблизить напряженное состояние перед вершиной трещины к плоской деформации, при которой доля касательных напряжений меньше, чем на тонких образцах при плоском напряженном состоянии.

Оценка правильности критериев достоверности производится по результатам испытаний серии образцов разной толщины. При этом значение  $K_{Ic}$  может считаться достигнутым, если на образце получен прямой кристаллический излом, а диаграмма деформирования  $P - \Delta$  имеет форму треугольника ( $P$  — сила, растягивающая образец,  $\Delta$  — смещение между берегами трещины, обычно со стороны свободной поверхности образца у начала надреза с трещиной). Значение не зависит ни от толщины, ни от формы образца. На тонком образце находят трещиностойкость  $K_c$  с указанием толщины образца. При этом имеем смешанный вид излома (прямой и косой). Расчет  $K_c$  производится по максимальной силе, выдерживаемой образцом, с учетом возможного подрастания трещины.

На рис. 1.2 схематически показано изменение  $K_c$  с ростом толщины плоского образца. Наблюдается закономерность: увеличение толщины при неизменных прочих размерах (неподобные образцы) приводит к подходу кривой  $K_c$  к асимптоте  $K_{Ic}$  сверху (кривая 1).

При смешанном разрушении глубина губ среза на поверхности излома может быть принята равной  $r_y = (1/2\pi) (K_c/\sigma_T)^2$ . Интенсивность освождения энергии деформации по схеме продольного сдвига в этой зоне будет  $G_{IIIc}$ . В средней части образца, занимающей область  $t - 2r_y$ , интенсивность освождения энергии деформации отрыва будет  $G_{Ic}$ . Работа продвижения трещины на единицу длины:

$$G_d = G_{IIIc} 2r_y + G_{Ic} (t - 2r_y) \quad \text{или} \quad K_c \approx \sqrt{\frac{2r_y}{t} K_{IIIc}^2 + \left(1 - \frac{2r_y}{t}\right) K_{Ic}^2}.$$

Это уравнение соответствует кривой 1 на рис. 1.2.

Увеличение толщины с одновременным и пропорциональным увеличением остальных размеров (подобные образцы) приводит к подходу кривой  $K_c$  к асимптоте  $K_{Ic}$  снизу (кривая 2). Увеличение внутреннего диаметра цилиндрических образцов также приводит к изменению  $K_c$  по кривой 2, поскольку изменение геометрии цилиндрического образца не меняет формы нетто-сечения (так же, как и в подобных плоских образцах). Таким образом, влияние формы образца устранено и на результатах испытания отражается только масштабный фактор. Постоянная форма нетто-сечения обуславливает одинаковые условия образования и развития пластически деформированного объема и примерно одинаковые по форме (но не по абсолютным значениям координат) диаграммы разрушения  $P - \Delta$  [7, 8]. Кривая 3 отражает явление преждевременного среза на достаточно тонких образцах (при этом излом полностью косой). При срезе высота  $2r_y$  пластической зоны примерно равна толщине  $t$  образца. Учитывая, что  $2r_y \sim K_c^2/\sigma_T^2$ , имеем оценку  $K_c \sim \sqrt{t}$ , что соответствует характеру кривой 3 на рис. 1.2.

На лицевой поверхности плоского образца напряженное состояние всегда плоское и размеры пластической области здесь больше, чем в середине

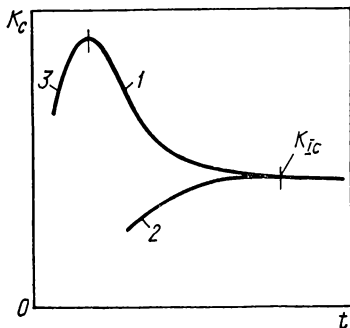


Рис. 1.2. Схематическая зависимость вязкости разрушения от толщины плоского образца:

1 — неподобные образцы; 2 — подобные образцы; 3 — преждевременный срез.

образца, где может возникать (из-за стеснения деформации вдоль фронта трещины) объемное растяжение. Поэтому пластическая область у края сквозной трещины в плоском образце приобретает форму катушки. Поскольку в середине образца перед фронтом трещины напряженное состояние не плоское, а объемное и, следовательно, состояние более хрупкое, то и сопротивление разрушению здесь меньше, а фронт трещины при ее движении изгибается, забегая вперед в середине образца. Трещина в плане принимает форму языка и растет внутри — эффект тоннелирования.

В нелинейной механике разрушения различают силовые ( $\sigma_c$ ,  $I_c$ ,  $M_{c\sigma}$ ), деформационные ( $\delta_c$ ,  $M_{c\epsilon}$ ) и энергетические ( $J_c$ ) характеристики трещиностойкости [2]. Рассмотрим кратко их физическую сущность.

Приток энергии в вершину трещины  $G$ , называемый иногда трещинодвижущей силой (ее размерность — сила на единицу длины фронта трещины), представляет собой упругую энергию, которая выделяется в связи с единичным приращением площади трещины и полностью расходуется на это приращение (при этом  $G=G_{Ic}$ ). Для пластины толщиной  $t$  с трещиной длиной  $l$

$$G = \frac{1}{t} \left| \frac{dW}{dl} \right|, \quad (1.2)$$

где  $W$  — энергия упругой деформации.

Для нелинейного упругого тела (см. рис. 1.1, б) наступление критического состояния (точка  $C$ ) можно установить с помощью инвариантного  $J$ -интеграла по критерию

$$J = J_{Ic}, \quad (1.3)$$

причем

$$J = - \frac{1}{t} \frac{dU}{dl}, \quad (1.4)$$

где  $U$  — полная потенциальная энергия системы, складывающаяся из упругой энергии деформации и работы внешних сил. Поскольку здесь из-за упругости материала вся выделяющаяся энергия полностью затрачивается на начальное продвижение трещины (на единицу площади), числовое значение  $J$  в точке  $C$  равно характеристике материала  $J_{Ic}$ , которая по физическому смыслу совпадает с  $G_{Ic}$ . Можно поэтому говорить, что здесь  $J$ -интеграл — это  $G$  по Ирвину, но записанное для нелинейно упругого тела.

Если тело упругопластическое, то его диаграмма разрушения аналогична диаграмме для нелинейно упругого тела (см. рис. 1.1, б; здесь  $\Delta$  — смещение точек приложения сил). В этом случае критерий разрушения для точки  $C$  имеет тот же вид (1.3). Однако теперь величина  $J_{Ic}$ , которая пропорциональна площади под диаграммой (площадь  $OCD = -$  (работа деформации — работа внешних сил), содержит и работу пластической деформации. Поэтому целесообразно величину  $J_{Ic}$  называть упругопластической вязкостью разрушения. Поскольку работа, затраченная на пластическую деформацию при нагружении до точки  $C$ , необратима (независимо от расположения точки старта трещины), то разрушение может происходить под действием работы внешних сил и (или) накопленной упругой энергии. Следовательно,

$$G_{Ic} \leq J_{Ic}. \quad (1.5)$$

Соотношение между  $G_{Ic}$  и  $J_{Ic}$  в зависимости от степени развития пластической зоны в окрестности трещины схематически отражено на рис. 1.3. Степень развития пластической зоны может зависеть от толщины образца  $t$  (рис. 1.3, а) и от температуры  $T$  (рис. 1.3, б). Последняя диаграмма для на-

глядности совмещена с диаграммой Иоффе ( $\sigma_T$  — предел текучести,  $S_{отр}$  — сопротивление отрыву). Характеристики хрупкого (или вязкого) отрыва есть постоянные данного материала. В левых от вертикальной штриховой линии частях диаграмм трещиностойкость определяется вязкостью разрушения  $G_{Ic}$ , а в правых — упругопластической вязкостью разрушения  $J_{Ic}$ . (При упругопластическом разрушении вязкость разрушения  $G_{Ic}$  не проявляется, поэтому она показана штриховой линией.)

Изложим, далее, принципиальную методику достоверного определения  $G_{Ic}$  при наличии пластического течения на основании определения по форму-

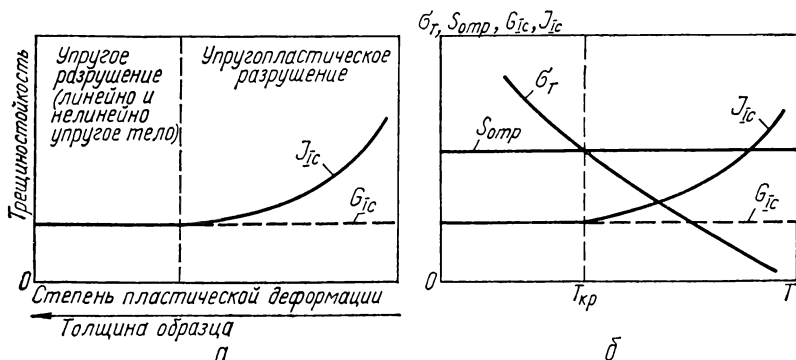


Рис. 1.3. Схемы изменения характеристик разрушения в зависимости от степени развития пластических деформаций, зависящих от толщины образца (а) или температуры (б).

ле (1.2) [9, 10]. Для этой цели из всей площади диаграммы  $P - \Delta$  выделим ту ее часть, которая упруго освободилась в связи с подрастом трещины от исходной длины  $l_0$  до некоторой длины  $l_k$ . Прямые линии нагрузки — разгрузки образцов с трещиной длиной  $l_0$  и  $l_k$  даны на рис. 1.4 для диаграммы  $ОСК$ . Точкой  $С$  отмечен старт трещины, т. е. длина трещины в точке  $С$  равна  $l_0$ . В точке  $К$  длина трещины соответственно равна  $l_k$ . Площадь заштрихованного треугольника  $ОС''К$  есть выделившаяся упругая энергия  $A_e$  при продвижении трещины от  $l_0$  до  $l_k$  и израсходованная на это продвижение. Следовательно, в среднем [11, 12]

$$G_{Ic} = \frac{A_e}{t(l_k - l_0)} . \quad (1.6)$$

Видно, что  $J_{Ic} \neq G_{Ic}$ , так как по формуле Райса [13, 14] для изгиба и внецентренного растяжения (рис. 1.5)

$$J_{Ic} = \frac{2A}{t(b - l_0)} , \quad (1.7)$$

где  $A$  — вся площадь под диаграммой до точки  $С$ .

Рассмотрим способ испытания и выведем формулу для вычисления  $J$ -интеграла в случае, когда на изломе плоского (на внецентренное растяжение или изгиб) образца обнаруживается область туннелирования трещины [15, 16]. Предполагается, что такое испытание, проведенное на образцах малых толщин (меньших требуемых по стандартной методике определения  $K_{Ic}$ ) в условиях развитого пластического течения, позволяет определить  $J_{Ic}$ , связанное с величиной  $G_{Ic}$ , и по формуле (1.1) найти  $K_{Ic}$ . При этом

момент определения  $J_{Ic}$  должен соответствовать началу распространения исходной трещины. Представим (см. рис. 1.4) две диаграммы  $P - \Delta$ , на одной из которых (диаграмма 1) отмечена точка старта трещины  $C$  и некоторая точка  $K$ , до которой трещина растет посредством тоннелирования. В точке  $K$  процесс тоннелирования оканчивается. Предполагается, что от  $C$  до  $K$  подрастание трещины происходит только путем тоннелирования, что свидетельствует об отрывном механизме разрушения, сопротивлению которому описывается критерием  $G_{Ic}$ .

Диаграмма 2 на рис. 1.4 наложена на первую и получена для об-

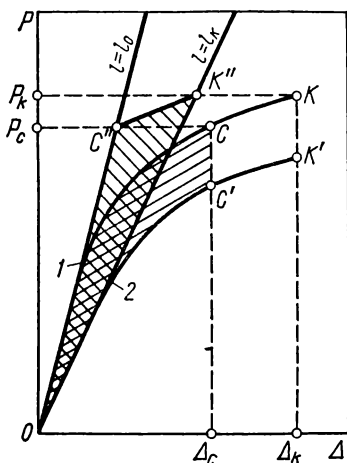
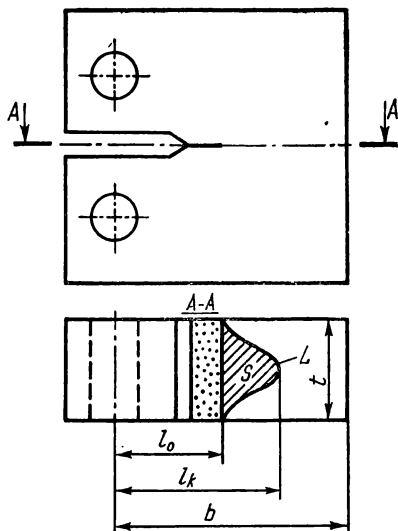


Рис. 1.4. Действительная (1) и мыслимая (2) диаграммы деформирования.

Рис. 1.5. Вид на поверхность излома компактного образца с тоннелированной трещиной.

Точками показана исходная усталостная трещина, штриховкой — поверхность подрастания трещины.



разца, в котором трещина не растет, но имеет размер, равный размеру трещины в точке  $K$  на диаграмме 1 (точка  $K'$  соответствует точке  $K$  первого образца). Точки  $K$  и  $K'$  не могут совпадать, так как на кривой 1 от  $C$  до  $K$  идет процесс разрушения и расходится энергия, а на кривой 2 трещина увеличенной длины была создана заранее. Следовательно, энергетически состояния в точках  $K$  и  $K'$  разные (отдельные виды энергии являются необратимыми), несмотря на одинаковую геометрию образца.

Вся площадь  $A$  (представляющая собой работу внешних сил) диаграммы 1 до точки  $K$  складывается из двух частей: упругой  $A_e$ , которая выделяется в связи с приращением площади трещины на величину  $S$  и идет на разрушение от  $C$  до  $K$ , и пластической  $A_p$ . Согласно этой модели  $A_e$  есть та часть работы внешних сил, которая равна работе разрушения. Разрушение отрывом на фоне пластических деформаций (вязкий отрыв по Давиденкову) требует затрат энергии  $G_{Ic}S$ , т. е.

$$A_e = G_{Ic}S, \quad (1.8)$$

где  $S$  — площадь подроста трещины от  $C$  до  $K$ .



Диаграмма 2 получена для неподвижной трещины; на ней отражена только пластическая деформация, поэтому ее можно вычислить по формуле Райса (1.7)

$$A_p = \frac{t(b-l_0)}{2} J, \quad (1.9)$$

Здесь  $A_p$  — площадь под диаграммой 2 до точки  $C'$ .

Таким образом, вся работа  $A$  до точки старта  $S$  складывается из площади искривленного треугольника  $OCC'$  (принята равной  $A_e$ ) и площади  $OC'\Delta_c$  (принята равной  $A_p$ ). Следовательно,

$$A = A_e + A_p = SG_{Ic} + \frac{t(b-l_0)}{2} J. \quad (1.10)$$

Теперь предположим, что на диаграмме 2 точка  $C'$  несущественно удалена от точки старта трещины образца. Положим, что точка  $C'$  соответствует началу трещины; тогда  $J$  станет равным  $J_{Ic}$ . Однако  $J_{Ic} \geq G_{Ic}$  и поэтому, чтобы иметь возможность вывести  $G_{Ic}$  за скобки в правой части выражения (1.10), следует выразить  $J_{Ic}$  через  $G_{Ic}$ .

Это рассуждение можно заменить другим, позволяющим оценить степень приближенности схемы, показанной на рис. 1.4. В точке  $C$  (линия 1) из закона сохранения энергии имеем  $W = A$  ( $W$  — энергия деформации). В то же время, выразив  $A$  через  $J$  по формуле (1.7), это же соотношение можно записать в виде

$$W = \frac{1}{2} J F_n, \quad F_n = t(b-l_0).$$

В точке  $K$  (линия 1) имеем  $W + \delta W + \delta G = A + \delta A$  ( $\delta G$  — работа разрушения) или  $\frac{1}{2} J F_n + \delta W + G_{Ic} S = A + \delta A$ .

Допущение о том, что расстояние между точками  $C$  и  $K$  сравнительно мало, позволяет записать:  $G_{Ic} S + \frac{1}{2} J F_n = A$ , т. е. формулу (1.10).

Полученное соотношение приближенное, так как оно выполняется при условии  $\delta W \cong \delta A$  или  $\delta G \ll \delta W$ , что согласуется с поставленной задачей в условиях вязкого отрыва: найти наименьшую вязкость разрушения  $G_{Ic}$ .

Введем предположение, что

$$J_{Ic} = \frac{L_T}{t} G_{Ic}, \quad L_T > t, \quad (1.11)$$

где  $L_T$  — длина искривленного фронта трещины в результате тоннелирования. В этом случае из (1.10) можно получить формулу

$$G_{Ic} = \frac{2A}{(b-l_0)L_T + 2S}, \quad (1.12)$$

позволяющую учесть эффект тоннелирования трещины. Далее, можно воспользоваться формулой (1.1) для вычисления  $K_{Ic}$ .

Сопоставив оба построения на рис. 1.4 для определения  $A_e$ , можно заметить, что метод определения  $G_{Ic}$  по площади заштрихованного треугольника  $OC''K''$  согласно формуле (1.6) примерно соответствует мысленному построению заштрихованной фигуры  $OCC'$ . Площадь треугольника  $OC''K''$  не сильно отличается от площади искривленного треугольника  $OCC'$ . Если эти площади равны, то они в точности определяют  $G_{Ic}$ . Чем больше расхождение в значениях площадей  $OC''K''$  и  $OCC'$ , тем выше погрешность определе-

ния  $G_{Ic}$  по формуле (1.12) по сравнению с определением действительного  $G_{Ic}$  по формуле (1.6).

Отметим, что расчет  $G_{Ic}$  по формуле (1.12) не требует экстраполяции  $J$ -интеграла на нулевой подгроз трещины.

Дадим, далее, схематический вывод формулы (1.7). Из определения  $J$ -интеграла (1.3) следует

$$\begin{aligned} J &= -\frac{1}{t} \frac{\partial U}{\partial l} = -\frac{1}{t} \frac{\partial}{\partial l} \left( \int_0^P P d\Delta - P\Delta \right) = \frac{1}{t} \frac{\partial}{\partial l} \int_0^\Delta \Delta dP = \\ &= \frac{1}{t} \int_0^\Delta \frac{\partial \Delta}{\partial l} dP. \end{aligned}$$

Перемещение  $\Delta$  под действием силы  $P$  можно представить в виде суммы перемещений, учитывающих и не учитывающих наличие трещины. Поскольку перемещение находится под знаком производной по длине трещины, то достаточно оценить вклад в перемещение, даваемый наличием трещины. В случае изгиба (при этом заменим  $P - \Delta$  на  $M - \theta$  для балки высотой  $b - l$  и длиной  $L = \alpha (b - l)$ ) имеем оценку

$$0 = \frac{M_n L}{Et (b - l)^3} = k \frac{M_n}{t (b - l)^3}; \quad dM_n = \frac{t}{k} (b - l)^2 d\theta.$$

Подставив эти величины в выражение  $J$ -интеграла, получаем формулу (1.7):

$$\begin{aligned} J &= \frac{1}{t} \int_0^\theta \frac{\partial \theta}{\partial l} dM_n = \frac{1}{t} \int_0^\theta \frac{k 2 M_n}{t (b - l)^3} \frac{t}{k} (b - l)^2 d\theta = \\ &= \frac{2}{t (b - l)} \int_0^\theta M_n d\theta = \frac{2A}{t (b - l)}. \end{aligned}$$

Таким образом, приведенная схема вывода формулы Райса (1.7) показывает, что выражение вида  $A/t (b - l)$  содержит сомножитель, больший единицы, зависящий от формы образца и способа нагружения.

В настоящее время разрабатываются методы экспериментального определения высоких значений трещиностойкости  $K_{Ic}$ . Обычно эти значения имеют порядок 150—300 МПа ·  $\sqrt{м}$  на сталях средней и низкой прочности. Для их определения используются образцы малых размеров, хотя найденные значения  $K_{Ic}$  практически могут быть реализованы в весьма больших сечениях детали.

Покажем неоправданность стремления во что бы то ни стало получить величину  $K_{Ic}$  для тех случаев, когда по общепринятым критериям для достоверного определения  $K_{Ic}$  требуется образец очень большой толщины. Кроме того, ясно, что для реализации больших значений трещиностойкости в конструкции нужны большие коэффициенты интенсивности напряжений, т. е. или большие напряжения, или большие длины трещин. Однако в обоих случаях нетто-сечение пластически деформируется задолго до достижения равенства  $K_I = K_{Ic}$ , нужного для реализации критических условий по линейной механике разрушения в условиях объемного растяжения при плоской деформации.

Таким образом, есть смысл остановиться на вопросе — нужно ли во всех случаях стремиться определять достоверное значение  $K_{Ic}$ ? Запишем порядок значений предельной нагрузки по разным критериям и сравним их между собой.

Обратимся к рис. 1.6, на котором показаны предельные состояния по теории пластичности (1 — по временному сопротивлению, 2 — по пределу текучести) и по линейной механике разрушения (3, 4 и 5). Высоким значениям  $K_{Ic}$  соответствует кривая 5, причем хрупкое состояние здесь не достигается. Область длин трещин  $l_1 - l_2$  соответствует хрупкому состоянию при  $K_{Ic}$ , отвечающему кривой 3.

Точка касания кривых 1 и 4 определяет ограничивающее значение  $K_{Ic}^*$ , ниже которого уже можно определять достоверные значения  $K_{Ic}$ . Увеличение  $\sigma_b$  и ширины образца  $b$  приводит к увеличению области хрупкого состояния, заключенной между точками пересечения кривых 1 и 3. Укажем также, что, как показано на рис. 1.6 штриховыми линиями, соответствующее увеличение  $\sigma_b$  или  $b$  (при неизменном  $K_{Ic}$ ) приводит к появлению (в некоторой области значений  $l$ ) хрупкого состояния и при относительно высоких  $K_{Ic}$ .

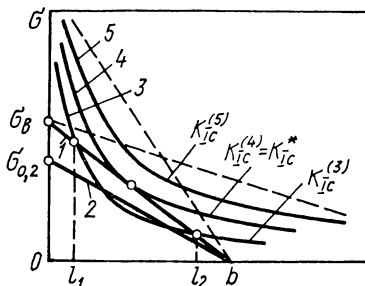


Рис. 1.6. Диаграмма предельных состояний (1, 2) и критических напряжений (3—5).

Численные оценки для растянутой полосы шириной  $b$  с центральной трещиной длиной  $l$  дают следующий результат. Равенство предельных напряжений при  $\sigma_{разр}^{нетто} = \sigma_b$  критическому напряжению по линейной механике разрушения дает

$$\sigma_b \left(1 - \frac{l}{b}\right) = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi l} Y(l/b)}.$$

Положив для простоты  $Y = 1/\sqrt{2}$  (как для неограниченной плоскости), найдем, что максимум  $K_{Ic}$  будет при  $l = b/3$ . Ограничивающее значение трещиностойкости

$$K_{Ic}^* = 0,48\sigma_b \sqrt{b}.$$

При чистом изгибе равенство предельных нагрузок при пластическом и хрупком разрушениях выглядят так:

$$\sigma_b \left(1 - \frac{l}{b}\right)^2 = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{l} Y(l/b)}.$$

Отсюда из условия максимума  $K_{Ic}$  имеем  $l = b/5$ . Приняв, далее,  $Y(l/b) = 1,75$ , получаем ограничивающее значение трещиностойкости при чистом изгибе:

$$K_{Ic}^* = 0,5\sigma_b \sqrt{b}. \quad (1.13)$$

Таким образом, можно принять, что и при растяжении, и при изгибе  $K_{Ic}^*$  определяется формулой (1.13) и зависит от временного сопротивления материалов  $\sigma_b$  и конструкционного размера  $b$ .

Из приведенного анализа следует, что существует значение  $K_{Ic}^*$ , ограничивающее сверху значения  $K_{Ic}$ , подлежащие достоверному определению. Если найденная в эксперименте трещиностойкость  $K_{Ic}$  окажется выше  $K_{Ic}^*$ , то определение  $K_{Ic}$  нецелесообразно.

В качестве примера возьмем сталь 15Х2МФА с пределом текучести 530 и временным сопротивлением 700 МПа. Предположим, что толщина стенки при несквозной трещине  $b = 100$  мм. Из формулы (1.13) получаем, что

$K_{Ic}^* = 108,5 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ . Отсюда следует, что искать достоверные значения  $K_{Ic}$ , если они выше  $108,5 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ , не имеет смысла.

Находит применение также концепция предела трещиностойкости  $I_c$ , пригодная и для линейной и для нелинейной механики разрушения. Эта концепция состоит в вычислении трещиностойкости по формуле для коэффициента интенсивности напряжений  $K$  без учета пластической деформации, по максимальной силе, выдерживаемой образцом (т. е. так же, как это делается с пределом прочности: его вычисляют по одной и той же формуле, не принимая во внимание значение предшествующей пластической деформации, а следовательно, и вид разрушения). Такое вычисление дает возможность определять разрушающую нагрузку образца (или детали), причем получаемая разрушающая нагрузка тем ближе к реальной, чем ближе по интенсивности пластические деформации в образце и в рассчитываемой детали. Полученную

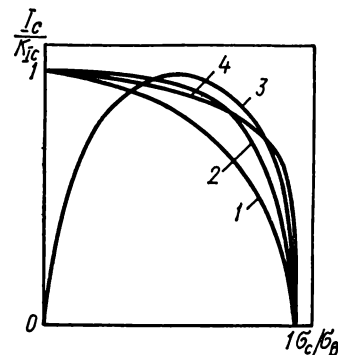


Рис. 1.7. Предел трещиностойкости:

1 — по формуле (1.15) при  $q = 2$ ; 2 — при  $q = 4$ ; 3 — по формуле (1.16) при  $K_{Ic} = I_c \max$ ; 4 — по формуле (1.17) при  $\sigma_{pl} = \sigma_b$ .

зависимость предельного коэффициента интенсивности напряжений от длины трещины  $l$  ( $l/b$ ) или от разрушающего напряжения  $\sigma_c$  ( $\sigma_c/\sigma_b$ ) называют пределом трещиностойкости  $I_c$ .

Приведем несколько аппроксимаций предела трещиностойкости. Пусть разрушающее напряжение описывается формулой

$$\sigma_c = \frac{I_c}{\sqrt{\pi(l - r_y)}}. \quad (1.14)$$

Это справедливо для растянутой плоскости с одной трещиной. Радиус пластической зоны у вершины трещины  $r_y = K_c^2 \pi \sigma_b^2$  (по Ирвину) вычтен из длины трещины (а не прибавлен) специально для введения отклонения от линейной механики разрушения, что и отражено величиной  $I_c$  вместо  $K_c = \sigma_c \sqrt{\pi l}$ . Подстановка в уравнение (1.14) радиуса  $r_y$  дает аппроксимирующее выражение для  $I_c$ :

$$I_c = K_c \sqrt{1 - (\sigma_c/\sigma_b)^q}, \quad (1.15)$$

где показатель  $q = 2$ ,  $\sigma_b$  — разрушающее напряжение в отсутствие трещины,  $K_c$  — трещиностойкость (на данной толщине образца) при достаточно малом  $\sigma_c$  (рис. 1.7).

В случае полностью пластического разрушения растянутой полосы шириной  $2b$  с центральной трещиной длиной  $2l$  разрушающее брутто-напря-

жение равно  $\sigma_c = \sigma_b (1 - l/b)$ . Подставив его в формулу для коэффициента интенсивности  $K = \sigma \sqrt{\pi l} Y(l/b)$ , получим предел трещиностойкости

$$I_c = \sigma_b \sqrt{b} \left(1 - \frac{l}{b}\right) \sqrt{\pi(l/b)} Y(l/b). \quad (1.16)$$

График  $I_c$  в функции  $l/b$  или  $\sigma_c/\sigma_b$  имеет куполообразный вид. Из формулы (1.16) видно, что при вязком разрушении полос разной ширины величина  $I_c/(\sigma_b \sqrt{b})$  не зависит от ширины полосы.

Приведем здесь формулу, используемую в так называемом двухкритериальном подходе [17]:

$$\frac{K}{K_I} = \frac{\sigma_c}{\sigma_{pl}} \left( \frac{8}{\pi} \ln \sec \frac{\pi \sigma_c}{2 \sigma_{pl}} \right)^{-1/2}, \quad (1.17)$$

где  $\sigma_{pl}$  — напряжение, соответствующее пластическому шарниру при данной длине трещины. Этот метод представляет собой концепцию предела трещиностойкости, в которой последний рассчитан по формуле для коэффициента интенсивности напряжений растянутой плоскости с подстановкой разрушающего напряжения, взятого из  $\delta_k$ -модели [48]. Линия, соответствующая формуле (1.17), на плоскости безразмерных величин  $K/K_{Ic} - \sigma/\sigma_{pl}$  ограничивает область допустимых коэффициентов интенсивности напряжений. На рис. 1.7 представлены в безразмерных координатах линии пределов трещиностойкости, аппроксимированных различным образом.

Введем также коэффициенты интенсивности напряжений  $M_\sigma$  и деформаций  $M_\epsilon$  в пластической зоне у вершины трещины [18]. Распределение напряжений и деформаций (подчиняющихся степенной зависимости  $\sigma_i/\sigma_T = (\epsilon_i/\epsilon_T)^m$ , где  $\sigma_i, \epsilon_i$  — интенсивности напряжений и деформаций,  $\epsilon_T = \sigma_T/E$ ) в пластической зоне у вершины трещины можно представить в виде:

$$\left. \begin{aligned} &\text{при } \sigma_{iH} < \sigma_T, \quad \sigma_{iH}/\sigma_T = \epsilon_{iH}/\epsilon_T \\ &\frac{\epsilon_i}{\epsilon_T} = \left( \frac{K}{\sigma_T \sqrt{2\pi r}} \right)^p, \quad \frac{\sigma_i}{\sigma_T} = \left( \frac{K}{\sigma_T \sqrt{2\pi r}} \right)^{mp}; \\ &\text{при } \sigma_{iH} \geq \sigma_T, \quad \sigma_{iH}/\sigma_T = (\epsilon_{iH}/\epsilon_T)^m \\ &\frac{\epsilon_i}{\epsilon_T} = \left( \frac{K}{\sigma_T \sqrt{2\pi r}} \right)^p \left( \frac{\sigma_{iH}}{\sigma_T} \right)^{\frac{1-m}{m(1+m)}}, \\ &\frac{\sigma_i}{\sigma_T} = \left( \frac{K}{\sigma_T \sqrt{2\pi r}} \right)^{mp} \left( \frac{\sigma_{iH}}{\sigma_T} \right)^{\frac{1-m}{1+m}}. \end{aligned} \right\} \quad (1.18)$$

Здесь  $\sigma_{iH}$  — интенсивность номинальных напряжений,  $p = (2 + \kappa)/(1 + m)$ ,  $\kappa = -0,5 (1 - m) [1 - (\sigma_{iH}/\sigma_T)]$ .

Аналогично тому, как это делается для напряжений в упругой области, выделим коэффициенты  $M_\sigma$  и  $M_\epsilon$  у выражения  $1/(\sqrt{2\pi r})^p$  или  $mp$ . Эти коэффициенты называют коэффициентами интенсивности напряжений и дефор-

маций в пластической области:

$$\left. \begin{aligned} &\text{при } \sigma_{iH} < \sigma_T \\ &M_\sigma = \left( \frac{K}{\sigma_T} \right)^{mp} \cdot M_e = \left( \frac{K}{\sigma_T} \right)^p; \\ &\text{при } \sigma_{iH} \geq \sigma_T \\ &M_\sigma = \left( \frac{K}{\sigma_T} \right)^{mp} \left( \frac{\sigma_{iH}}{\sigma_T} \right)^{\frac{1-m}{1+m}}, \quad M_e = \left( \frac{K}{\sigma_T} \right)^p \left( \frac{\sigma_{iH}}{\sigma_T} \right)^{\frac{m-1}{m(1+m)}}. \end{aligned} \right\} \quad (1.19)$$

В момент старта трещины  $M_\sigma = M_{\sigma 0}$  и  $M_e = M_{e0}$ . По этим коэффициентам можно оценивать материал, производить расчеты на прочность и строить эпюры интенсивности напряжений и деформаций. Коэффициент интенсивности напряжений  $K$ , входящий в эти формулы, вычисляется по обычным формулам с подстановкой измеренных усилий при разрушении, т. е. это и есть предел трещиностойкости. Поэтому между пределом трещиностойкости и коэффициентом интенсивности деформаций существует связь в виде

$$\left. \begin{aligned} I_c &= \sigma_T M_{ce}^{1/p} && \text{при } \sigma_{iH} < \sigma_T, \\ I_c &= \sigma_T M_{ce}^{1/p} (\sigma_{iH}/\sigma_T)^{\frac{pm(1+m)}{1-m}} && \text{при } \sigma_{iH} \geq \sigma_T. \end{aligned} \right\} \quad (1.20)$$

Распределение напряжений и деформаций в пластической зоне перед вершиной трещины может быть также выражено через  $J$ -интеграл формулами (для диаграммы деформации, записываемой в виде  $\sigma_i = A \varepsilon_{ip}^m$ ,  $\varepsilon_{ip}$  — интенсивность пластических деформаций) [19]

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{ij} &= A \left( \frac{J}{A I_m} \right)^{\frac{m}{1+m}} \frac{1}{r^{\frac{m}{1+m}}} F_{ij}(\theta), \\ \varepsilon_{ij} &= \left( \frac{J}{A I_m} \right)^{\frac{1}{1+m}} \frac{1}{r^{\frac{1}{1+m}}} f_{ij}(\theta) \end{aligned} \right\} \quad (1.21)$$

( $I_m$  — число, зависящее от показателя упрочнения  $m$  и типа раскрытия трещины).

Пластическое раскрытие в вершине трещины  $\delta_c$ , измеряемое в момент старта трещины, связано с  $J$ -интегралом зависимостью

$$J_{Ic} = \alpha \delta_c \sigma_T, \quad (1.22)$$

где  $\alpha \approx 1$ .

Таким образом, в линейной механике разрушения все возможное разнообразие критериев разрушения сводится к одному — критерию предельного коэффициента интенсивности напряжений. Следовательно, и характеристика трещиностойкости одна —  $K_{Ic}$  (или  $G_{Ic}$ ).

В нелинейной механике разрушения критериев несколько и, следовательно, характеристик трещиностойкости тоже несколько. Это затрудняет работу по расчету и оценке материала, поскольку рекомендации по выбору того или иного критерия трещиностойкости носят субъективный характер.

Однако приведенные сопоставления характеристик трещиностойкости в области, где выполняются положения нелинейной механики разрушения

(см. (1.18) — (1.22)), позволяют надеяться, что все возможные формулировки критериев начала роста трещины окажутся взаимосвязанными (так же, как и соответствующие характеристики трещиностойкости), что позволит свести их к одному, наиболее удобному и физически ясному.

### 1.3. Методика испытаний материала на трещиностойкость

Методы экспериментального определения характеристик трещиностойкости материалов можно условно разделить на следующие группы:

а) методы, основанные на использовании решений задач в линейной механике разрушения о предельном равновесии тела с макротрещиной;

б) прямые методы измерения энергетических характеристик трещиностойкости, т. е. методы измерения работы, затрачиваемой на образование единицы свободной поверхности материала в результате продвижения трещины;

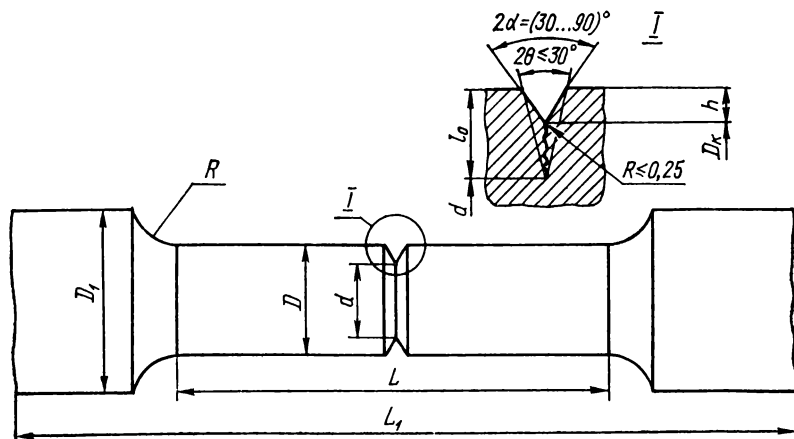


Рис. 1.8. Цилиндрический образец для испытаний на растяжение или изгиб:

$L = 5D$ ;  $d = (0,6 \div 0,7) D$ ;  $L_1 \geq 8D$ ;  $l_0 = 0,5 (D - d) \geq 1,5$  мм и  $l_0 \geq 3,7h \operatorname{tg} \alpha$ ;  $D_k = D - 2h \approx 0,85D$ . Рекомендуется для пруткового материала диаметром 10—30 мм. Для образцов на изгиб  $L \geq 10D$ .

в) методы, предусматривающие установление корреляций между трещиностойкостью и другими, более легко измеряемыми физико-механическими характеристиками.

При экспериментальном определении характеристик трещиностойкости необходимо: а) выбрать наиболее рациональную форму и размеры образца; б) создать искусственную трещину; в) обеспечить необходимую точность регистрации длины трещины и предельной нагрузки в процессе проведения эксперимента.

Механические свойства металлических материалов, характеризующие трещиностойкость, определяют путем доведения до разрушения образцов, содержащих заранее созданные исходные трещины.

Поскольку многие из определяемых характеристик зависят от формы и размеров образца, для сопоставимости результатов испытания проводят в согласованных с помощью общесоюзных стандартов условиях. Для экспе-

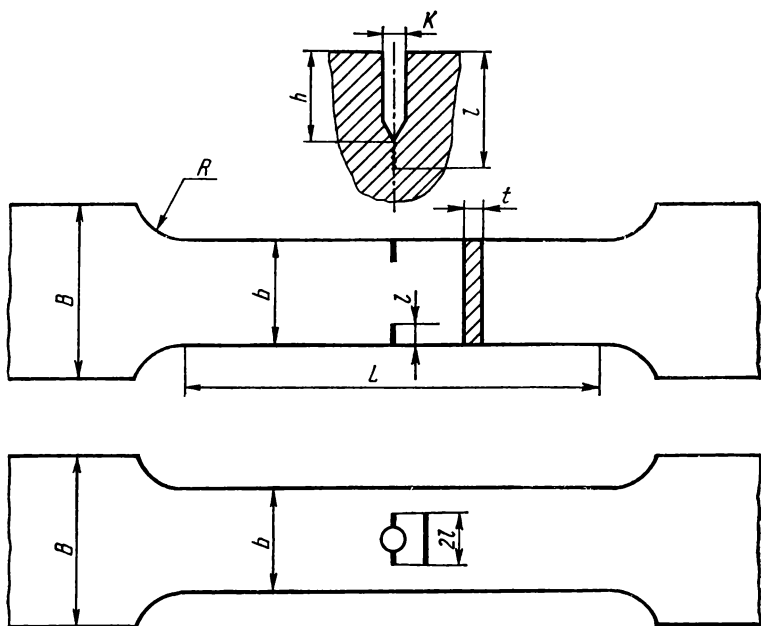


Рис. 1.9. Плоский образец для испытаний на осевое растяжение:

$l = (0,15 \div 0,25) b$ ;  $B = (1,25 \div 1,6) b$ ;  $h = (0,1 \div 0,2) b$ ;  $L = 3b$ ;  $t = (0,15 \div 0,25) b$ ;  $R = 0,3b$ ;  $K = 0,06b$ ; при  $b = 10$  мм  $K = 0,6$  мм. Рекомендуется для толщин 2—10 мм.

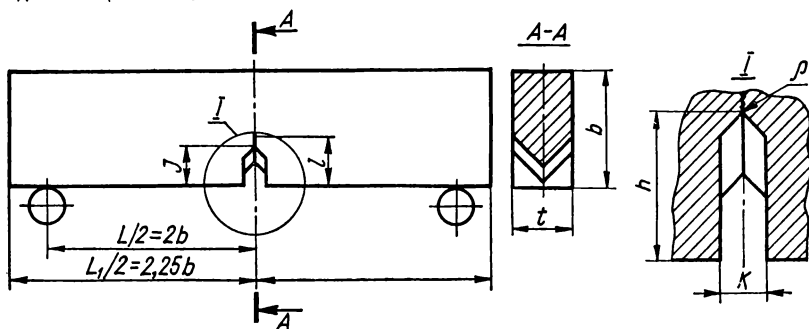


Рис. 1.10. Образец для испытаний на сосредоточенный изгиб:

$t = 0,5b$ ;  $l = (0,45 \div 0,55) b$ ;  $h = (0,25 \div 0,45) b$ ;  $K = 0,06b$ ; если  $b = 25$  мм, то  $K = 1,5$  мм. Рекомендуется для толщин 20—200 мм.

риментального определения характеристик трещиностойкости создана унифицирующая методика испытаний, которая отражена в Методических указаниях [2]. Дальнейшее изложение следует этому нормативному документу.

**Форма и размеры образцов.** Во многих случаях выбор формы и размеров образцов определяется особенностями работы конструктивных элементов, целями испытания, назначением, ассортиментом заготовок, прочностью и пластичностью материала, температурой эксплуатации и рабочей среды,



В зависимости от вида полуфабриката, намеченной схемы нагружения и мощности испытательной машины различают следующие типы образцов: цилиндрические образцы с внешней кольцевой трещиной при растяжении или изгибе (рис. 1.8); плоские образцы с центральной трещиной (реже с двумя краевыми) при растяжении (рис. 1.9); плоские образцы с одной краевой трещиной при изгибе (рис. 1.10) и при растяжении (рис. 1.11); дисковые (рис. 1.12) и прямоугольные (рис. 1.13, 1.14) (компактные) образцы при внецентренном растяжении и, наконец, образцы для разгонных испытаний (рис. 1.15), нагружаемые центробежными силами.

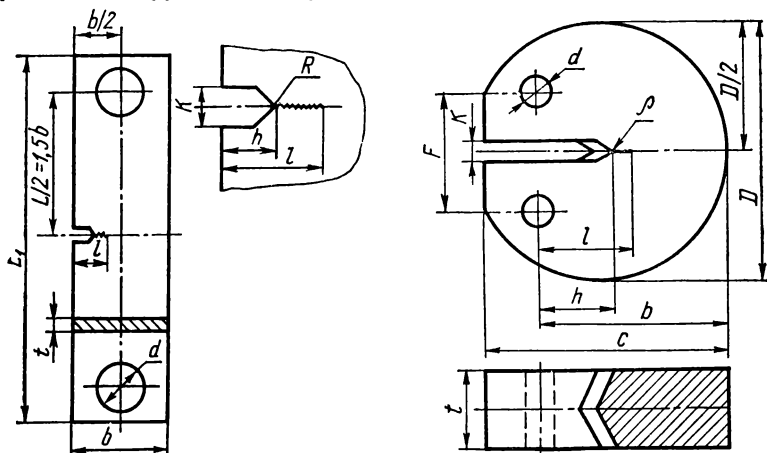


Рис. 1.11. Плоский образец для испытаний на растяжение:

$b = (2 \div 4) t$ ;  $l = (0,2 \div 0,6) b$ ;  $L_1 = 4b$ ;  $L = 3b$ ;  $d = 0,65b$ ;  $K = 0,06b$ ; если  $b = 25$  мм, то  $K = 1,5$  мм.

Рекомендуется для толщин 10—25 мм.

Рис. 1.12. Дисковый образец для испытаний на внецентренное растяжение:

$l = (0,45 \div 0,55) b$ ;  $t = 0,5b$ ;  $C = 1,25b$ ;  $d = 0,25b$ ;  $F = 0,55b$ ;  $h = (0,35 \div 0,45) b$ ;  $D = 1,33b$ ;  $K \leq 0,06b$ ; если  $b = 25$  мм, то  $K = 1,5$  мм.

Рекомендуется для пруткового материала диаметром 60—100 мм.

Цилиндрические образцы с кольцевой трещиной (см. рис. 1.8) рекомендуется использовать для пруткового материала круглого сечения диаметром 10—100 мм, пруткового материала квадратного или прямоугольного сечения толщиной 10—20 мм, а также для пруткового материала диаметром 60—100 мм и более, используемого для изготовления валов.

Плоские образцы, преимущественно с центральной трещиной (см. рис. 1.9), при осевом растяжении рекомендуется использовать для листового металла толщиной 2—10 мм. Плоские образцы на изгиб (см. рис. 1.10) рекомендуется использовать для материала с толщиной листа 3—200 мм и более, а также для пруткового материала диаметром 60—100 мм и более, предназначенных для изготовления валов, элементов роторов, дисков.

Прямоугольные образцы на внецентренное растяжение (см. рис. 1.13) могут быть использованы для листов толщиной 10—100 мм, а для пруткового материала диаметром 60—100 мм и более рекомендуются дисковые образцы на внецентренное растяжение (см. рис. 1.12).

Для фасонного проката с различной формой поперечного сечения (рейки, трубки и др.) силовую схему нагружения, форму и размеры образцов необходимо устанавливать по дополнительному согласованию.

Иногда из имеющегося полуфабриката не удается изготовить обычный компактный образец с отношением высоты к ширине 1,2. В таком случае можно изготовить компактный образец (рис. 1.16) с другим отношением  $h/b$  и определять на нем трещиностойкость, пользуясь  $K$ -тарировкой (табл. 1.1), полученной методом конечных элементов [20].

**Создание исходной трещины.** Исходная трещина выращивается с помощью циклической нагрузки. При этом коэффициент напряжений  $K_{f \max}$  не должен превышать  $0,75K_{Ic}$ . Конечный участок трещины длиной не менее

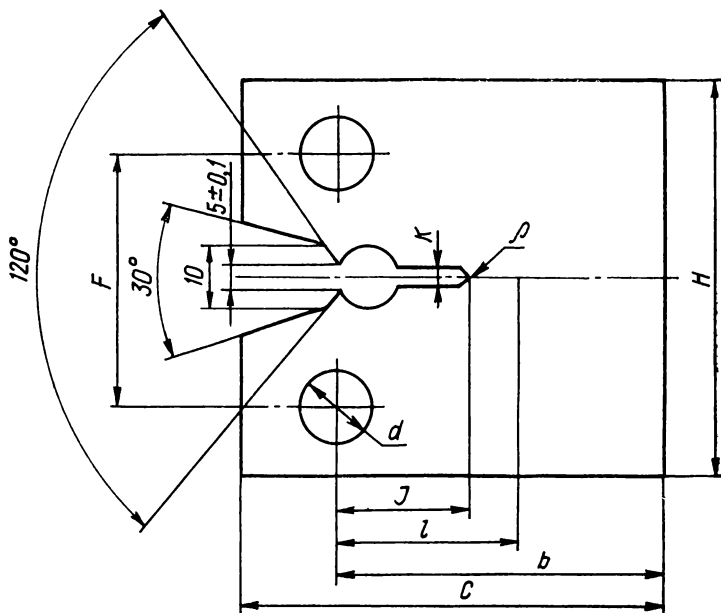


Рис. 1.13. Прямоугольный образец для испытаний на внецентренное растяжение:

$l = (0,45 \pm 0,55)b$ ;  $C = 1,25b$ ;  $d = 0,25b$ ;  $F = 0,55b$ ;  $J = (0,25 \pm 0,45)b$ ;  $H = 1,2b$ ;  $K \leq b/16$ ; если  $b \leq 25$  мм, то  $K = 1,5$  мм.

Рекомендуется для толщин 10—100 мм.

0,3 длины усталостной трещины должен создаваться при коэффициенте интенсивности напряжений  $K_{f \max} \leq 0,6K_{Ic}$  (при этом коэффициент асимметрии цикла  $R_a = 0,1 \div 0,25$ ). Поскольку до проведения испытания значение  $K_{Ic}$  неизвестно, приходится проверять правильность вырашивания трещины после испытания с последующей корректировкой на других образцах. Необходимому условию при вырашивании трещины помогает дополнительное условие  $\sigma_{\infty} \leq 0,5\sigma_{0,2}$ , в котором  $\sigma_{\infty}$  — максимальное номинальное напряжение на окончательном этапе нанесения усталостной трещины. Наконец, если не удастся измерить нагрузку, то число циклов при создании усталостной трещины не должно быть меньше  $5 \cdot 10^4$ .

В случае, когда усталостную трещину создают при температуре  $T_f$ , а испытания проводят при температуре  $T$ , то на конечном участке нанесения трещины  $K_{f \max} \leq 0,6(\sigma'_{0,2}/\sigma_{0,2})K_{Ic}$ , где  $\sigma'_{0,2}$  и  $\sigma_{0,2}$  — пределы текучести при указанных температурах.

**Испытательное оборудование.** Испытание по определению характеристик трещиностойкости конструкционных материалов можно проводить на универсальных испытательных машинах преимущественно повышенной жесткости с механическим, гидравлическим или электрогидравлическим приводом. Машины должны быть оснащены электронной аппаратурой для измерения усилий и деформаций, регистрирующей аппаратурой, а также по необходимости крио- и термокамерами, удовлетворяющими со-

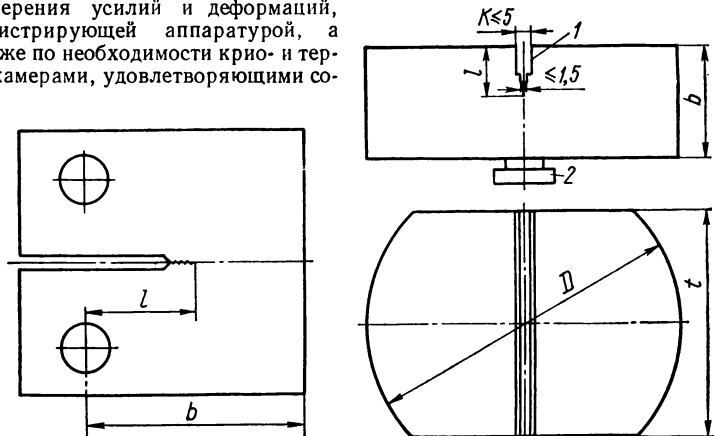


Рис. 1.14. Прямоугольный образец для испытаний на внецентренное растяжение.

Соотношение размеров дано в подписи к рис. 1.13,

Рис. 1.15. Дисковый образец для разгонных испытаний:

$t/D = 0,65 \div 0,75$ ;  $l/b = 0,2 \div 0,4$ ;

$l$  — трещина в титановой наплавке; 2 — фланец крепления к валу разгонной установки.

ответствующим требованиям по точности регулировки и скорости достижения необходимого уровня температуры.

Необходимую мощность испытательной машины можно установить по формулам:

для плоских образцов при растяжении

$$P_{\max} \geq 0,5t(b-l)(\sigma_{0,2} + \sigma_b),$$

для плоских образцов при изгибе

$$P_{\max} \geq 0,1t(b-l)^2 b^{-1}(\sigma_{0,2} + \sigma_b),$$

для компактных образцов

$$P_{\max} \geq 0,2t(b-l)(\sigma_{0,2} + \sigma_b).$$

**Определение трещиностойкости  $K_{Ic}$  и**

**$K_{Ic}$ .** Принципиальных различий методики определения характеристик трещиностойкости разных типов образцов не имеют. Разница состоит в формулах, используемых для обработки результатов эксперимента, и в приемах доказательства критериев корректности (достоверности) определения трещиностойкости  $K_{Ic}$ .

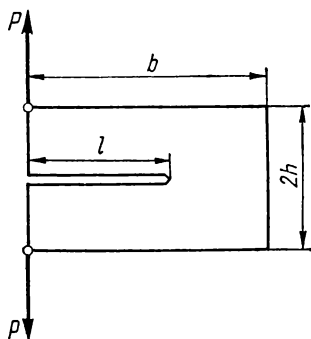


Рис. 1.16. Схема компактного образца для подсчета  $K_{Ic}$  при разных  $h/b$ .

Т а б л и ц а 1.1. Значение функции  $Y(U/b) = K_1 t \sqrt{b}/P$  в зависимости от  $l/b$  для прямоугольных образцов, испытываемых на внецентренное растяжение (см. рис. 1.16)

$U/b$	$h/b$											
	0,05	0,0833	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,3		
0,025	14,327	8,9278	7,4455	3,6930	1,7574	1,2151	1,0256	0,97081	0,92476	0,85576		
0,075	28,181	16,941	14,129	7,114	3,5218	2,4395	2,0592	1,9441	1,9007	1,8527		
0,125	41,487	23,79	19,534	9,5457	4,7127	3,2688	2,770	2,6158	2,5606	2,5159		
0,175	54,765	30,49	24,703	11,576	5,8831	3,9646	3,3876	3,2083	3,1439	3,0972		
0,225	68,06	37,251	29,924	13,478	6,5343	4,6129	3,9906	3,7985	3,7283	3,6769		
0,275	81,348	44,011	35,158	15,367	7,3164	5,2566	4,6220	4,4290	4,3553	4,2978		
0,325	94,637	50,767	40,390	17,266	8,0755	5,9357	5,3175	5,1341	5,0597	4,9938		
0,375	107,93	57,523	45,621	19,175	8,8525	6,6920	6,1164	5,9515	5,8777	5,8010		
0,425	121,22	64,280	50,850	21,086	9,6975	7,5793	7,0675	6,9279	6,8551	6,7633		
0,475	134,5	71,035	56,082	22,999	10,675	8,6686	8,2367	8,1266	8,0530	7,9396		
0,525	147,8	77,792	61,311	24,914	11,880	10,059	9,7177	9,385	9,560	9,4148		
0,575	161,09	84,548	66,542	26,847	13,459	11,898	11,650	11,601	11,510	11,316		
0,625	174,37	91,305	71,773	28,86	15,652	14,414	14,255	14,233	14,115	13,845		
0,675	187,66	98,062	77,006	31,158	18,861	17,983	17,905	17,902	17,734	17,338		
0,725	200,96	104,82	82,237	34,327	23,805	23,292	23,275	23,285	23,022	22,400		
0,775	214,25	111,60	87,485	39,871	31,900	31,702	31,725	31,740	31,284	30,221		
0,825	227,59	118,80	93,479	51,552	46,348	46,367	46,404	46,418	45,509	43,464		
0,875	241,04	130,53	107,78	80,116	76,232	76,337	76,367	76,378	74,138	69,386		
0,925	274,37	180,23	183,04	173,21	161,69	161,76	161,77	161,78	153,20	137,13		

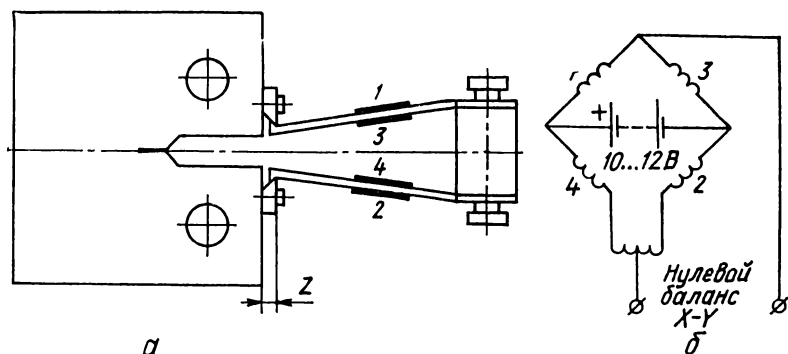


Рис. 1.17. Схема установки датчика смещения (а) и измерительного моста (б):

1—4 — тензорезисторы.

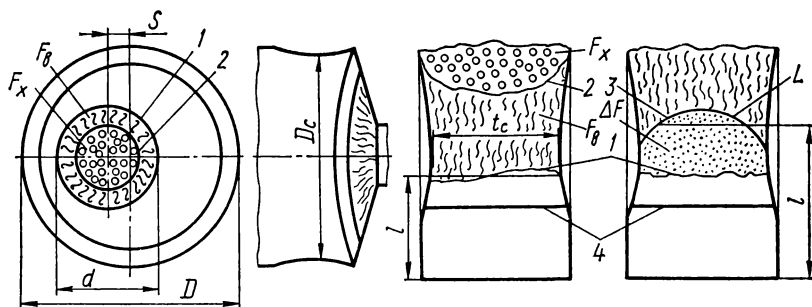


Рис. 1.18. Схема измерений размеров на изломе образца:

1 — фронт усталостной трещины; 2 — граница перехода волокнистой поверхности излома в кристаллическую; 3 — фронт после фактического нагружения; 4 — граница механического надреза.

Заметим, что среди всех характеристик трещиностойкости только величина  $K_{Ic}$  может считаться свойством материала и, следовательно, полученное число  $K_{Ic}$  одно и то же как для образца, так и для детали. Однако чтобы это действительно выполнялось, необходимо так вести испытания, чтобы не допускать пластических деформаций перед вершиной трещины. Поскольку в реальных условиях пластическое течение неизбежно, приходится назначать допуск на их значение, чем и вызвана необходимость критериев достоверности определения  $K_{Ic}$ .

Растяжение (или изгиб) образца на испытательной машине сопровождается записью диаграммы сила — раскрытие трещины ( $P - \Delta$ ) или сила — перемещение по оси действия силы ( $P - f$ ). Для этого испытательная машина должна быть оборудована двухкоординатным самописцем, а образец снабжен датчиком раскрытия любой конструкции. Обычно датчик имеет форму пинцета (или скобы), на упругие ножки которого наклеены тензорезисторы, включенные в мостовую схему (рис. 1.17). Форма компактного образца по рис. 1.13 допускает измерение смещения между берегами разреза вдоль линии действия силы.

После разрушения образца измеряют длину трещины в трех сечениях, отстоящих от лицевой поверхности образца на  $0,25l$ ;  $0,5l$  и  $0,75l$  и по этим измерениям определяют среднюю длину  $l$ . Кроме того, в зоне максимального сужения плоских образцов определяют толщину  $t_c$  (рис. 1.18).

Записанные в процессе испытания диаграммы деформирования  $P - \Delta$  (рис. 1.19) используют для определения сил  $P_Q$  и  $P_c$ , которые нужны для вычисления  $K_{Ic}$  и  $K_c$ .

**Диаграмма типа I.** Сила  $P_Q$  равна максимальной (разрушающей) силе  $P_c$ , которая расположена внутри угла, образованного линией начального упругого участка и линией, тангенс которой на 5 % меньше (5 %-ная

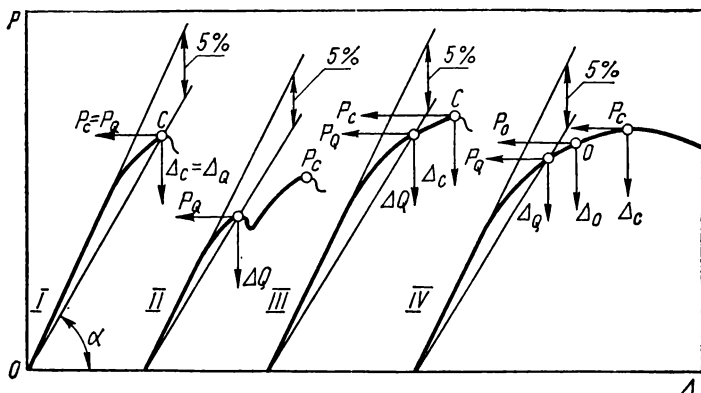


Рис. 1.19. Основные типы диаграмм деформирования.

секущая). Диаграмма такого типа — явный признак хрупкого разрушения, достаточный для уверенности в достоверности полученного  $K_{Ic}$ .

**Диаграмма типа II.** Внутри указанного угла происходит скачок силы (вследствие скачка трещины), и тогда силу при скачке принимают равной  $P_Q$ . Полагают, что скачок происходит при  $K = K_{Ic}$ , хотя возможны и множественные скачки, причина которых может быть иной.

**Диаграмма типа III.** Сила  $P_Q$  определяется по точке пересечения диаграммы с 5 %-ной секущей. Расчет показывает, что если отклонение от линейности происходит только за счет увеличения длины трещины, то к точке пересечения с 5 %-ной секущей длина трещины увеличится на 2 % [21].

**Диаграмма типа IV.** Может оказаться, что нелинейность диаграммы обусловлена пластическими деформациями, а не ростом трещины. В этом случае следует зафиксировать момент старта трещины и, если это возможно, нагрузку старта трещины  $P_0$  принять равной  $P_Q$ .

Подставив силу  $P_Q$  в соответствующую формулу для коэффициента интенсивности напряжений  $K$ , получают  $K_Q$ :

$$K_Q = \frac{P_Q}{t \sqrt{b}} Y(l/b). \quad (1.23)$$

Функция  $Y(l/b)$  для каждого типа образца получена численным способом и аппроксимирована затем полиномом с использованием метода наименьших квадратов для определения коэффициентов полинома. Поправочные функции (так называемые  $K$ -тарировки) равны:

для плоского образца с центральной трещиной (см. рис. 1.9)

$$Y = \sqrt{\frac{l}{b}} \left( 1,77 + 0,454 \frac{l}{b} - 2,04 \left( \frac{l}{b} \right)^2 + 21,6 \left( \frac{l}{b} \right)^3 \right);$$

для плоского образца с двумя краевыми трещинами (см. рис. 1.9)

$$Y = \sqrt{\frac{l}{b}} \left( 1,98 + 0,72 \frac{l}{b} - 8,48 \left( \frac{l}{b} \right)^2 + 27,36 \left( \frac{l}{b} \right)^3 \right);$$

для плоского образца на трехточечный изгиб (см. рис. 1.10)

$$Y = 6 \sqrt{\frac{l}{b}} \left( 1,93 - 3,07 \frac{l}{b} + 14,5 \left( \frac{l}{b} \right)^2 - 25,1 \left( \frac{l}{b} \right)^3 + 25,8 \left( \frac{l}{b} \right)^4 \right);$$

для плоского образца с одной краевой трещиной при растяжении (см. рис. 1.11)

$$Y = \sqrt{\frac{l}{b}} \left( 1,99 - 0,41 \frac{l}{b} + 1,87 \left( \frac{l}{b} \right)^2 - 38,5 \left( \frac{l}{b} \right)^3 + 53,8 \left( \frac{l}{b} \right)^4 \right);$$

для дискового образца (см. рис. 1.12)

$$Y = \sqrt{\frac{l}{b}} \left( 29,6 - 162 \frac{l}{b} + 492 \left( \frac{l}{b} \right)^2 - 663 \left( \frac{l}{b} \right)^3 + 405 \left( \frac{l}{b} \right)^4 \right);$$

для компактного образца (см. рис. 1.13, 1.14)

$$Y = \sqrt{\frac{l}{b}} \left( 29,6 - 185 \frac{l}{b} + 655 \left( \frac{l}{b} \right)^2 - 1017 \left( \frac{l}{b} \right)^3 + 639 \left( \frac{l}{b} \right)^4 \right);$$

$K$ -тарировки приведены в табл. 1.2—1.7.

Далее следует убедиться, что величина  $K_Q$  есть  $K_{Ic}$ . Этой цели служат критерии достоверности.

Существуют три группы критериев достоверности.

*I группа.* Коэффициент  $K = K_{Ic}$ , если одновременно выполняются следующие три условия

$$P_c \leq 1,1 P_Q, \quad t \geq t_p, \quad \varphi_c \leq 1,5 \%, \quad (1.24)$$

где  $t_p = \beta (K_Q / \sigma_{0,2})^2$  — расчетная толщина образца,  $\varphi_c = \frac{t - t_c}{t} 100 \%$  — максимальное относительное остаточное утонение образца в зоне разрушения. Для низкоуглеродистых и низколегированных сталей, алюминиевых и титановых сплавов  $\beta = 2,5$ ; для чугунов  $\beta = 0,6$ ; для аустенитных сталей  $\beta = 5$ .

*II группа.* Коэффициент  $K_Q$  равен  $K_{Ic}$ , если одновременно выполняются следующие три условия

$$P_c \leq 1,1 P_Q, \quad t \geq t_p, \quad \Delta l \leq 2 \%. \quad (1.25)$$

Здесь  $\Delta l = \frac{\Delta l_Q}{l} 100 \%$  — относительное приращение длины трещины при статическом нагружении до силы  $P_Q$ .

*III группа.* Коэффициент  $K_Q = K_{Ic}$ , если одновременно выполняются условия

$$P_c \leq 1,1 P_Q \quad \text{и} \quad \Delta_c \leq 1,2 \Delta_Q. \quad (1.26)$$

Здесь эти условия дают допуск на отклонение диаграммы деформирования от треугольной формы.

Т а б л и ц а 1.2. Значение функции  $Y$  в зависимости от  $l/b$  для прямоугольных образцов с центральной трещиной, испытываемых на осевое растяжение (см. рис. 1.9)

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,000	0,000	0,056	0,079	0,097	0,1121	0,125	0,137	0,148	0,159	0,168
0,010	0,178	0,186	0,194	0,202	0,210	0,218	0,228	0,238	0,242	0,245
0,020	0,252	0,258	0,264	0,270	0,276	0,282	0,286	0,293	0,298	0,303
0,030	0,309	0,314	0,319	0,324	0,329	0,334	0,339	0,343	0,348	0,353
0,040	0,358	0,362	0,367	0,371	0,376	0,380	0,384	0,388	0,392	0,396
0,050	0,400	0,404	0,408	0,412	0,416	0,420	0,424	0,428	0,432	0,436
0,060	0,440	0,444	0,448	0,451	0,455	0,458	0,462	0,465	0,469	0,473
0,070	0,477	0,480	0,484	0,487	0,491	0,494	0,497	0,500	0,504	0,507
0,080	0,511	0,514	0,5175	0,521	0,524	0,527	0,5305	0,534	0,537	0,540
0,090	0,5435	0,547	0,551	0,554	0,557	0,559	0,563	0,566	0,569	0,572
0,100	0,575	0,577	0,580	0,585	0,5865	0,590	0,593	0,596	0,599	0,602
0,110	0,605	0,608	0,611	0,614	0,617	0,620	0,623	0,626	0,629	0,632
0,120	0,635	0,639	0,641	0,644	0,647	0,650	0,653	0,656	0,658	0,661
0,130	0,664	0,667	0,670	0,673	0,677	0,679	0,6815	0,684	0,687	0,690
0,140	0,693	0,696	0,699	0,702	0,705	0,708	0,711	0,714	0,717	0,719
0,150	0,722	0,725	0,728	0,731	0,734	0,737	0,740	0,743	0,746	0,749
0,160	0,752	0,755	0,758	0,761	0,763	0,766	0,769	0,772	0,775	0,778
0,170	0,781	0,784	0,787	0,790	0,793	0,796	0,799	0,802	0,805	0,808
0,180	0,811	0,814	0,817	0,820	0,823	0,826	0,829	0,832	0,835	0,838
0,190	0,841	0,844	0,848	0,851	0,854	0,857	0,860	0,863	0,865	0,870
0,200	0,873	0,876	0,879	0,882	0,886	0,889	0,894	0,895	0,898	0,902
0,210	0,905	0,909	0,912	0,915	0,918	0,922	0,925	0,929	0,932	0,935
0,220	0,939	0,943	0,946	0,949	0,952	0,955	0,959	0,963	0,966	0,969
0,230	0,973	0,976	0,980	0,984	0,988	0,991	0,995	0,998	1,002	1,006
0,240	1,009	1,013	1,017	1,021	1,024	1,027	1,031	1,035	1,039	1,043
0,250	1,046	1,050	1,054	1,058	1,062	1,066	1,07	1,074	1,078	1,082



0,260	1,086	1,090	1,094	1,098	1,103	1,106	1,110	1,115	1,119	1,123
0,270	1,127	1,132	1,136	1,14	1,144	1,148	1,152	1,157	1,162	1,166
0,280	1,170	1,174	1,178	1,182	1,186	1,191	1,195	1,201	1,206	1,211
0,290	1,215	1,219	1,224	1,228	1,233	1,238	1,243	1,247	1,252	1,257

Таблица 1.3. Значение функции  $Y$  в зависимости от  $l/b$  для прямоугольных образцов с двумя боковыми трещинами, испытываемых на осевое растяжение (см. рис. 1.9)

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,000	0,000	0,063	0,089	0,109	0,125	0,140	0,154	0,166	0,178	1,888
0,010	0,199	0,208	0,218	0,227	0,235	0,244	0,252	0,259	0,267	0,274
0,020	0,282	0,289	0,295	0,302	0,309	0,315	0,321	0,328	0,334	0,340
0,030	0,345	0,351	0,357	0,363	0,368	0,373	0,379	0,384	0,389	0,394
0,040	0,399	0,404	0,409	0,414	0,419	0,424	0,428	0,433	0,438	0,442
0,050	0,447	0,451	0,456	0,460	0,464	0,469	0,473	0,477	0,481	0,486
0,060	0,490	0,494	0,498	0,502	0,506	0,510	0,513	0,517	0,521	0,525
0,070	0,529	0,533	0,536	0,5395	0,543	0,547	0,551	0,5545	0,558	0,5615
0,080	0,565	0,5685	0,572	0,5755	0,579	0,5825	0,586	0,589	0,592	0,5955
0,090	0,599	0,602	0,605	0,6085	0,612	0,615	0,618	0,621	0,624	0,628
0,100	0,631	0,634	0,637	0,640	0,643	0,646	0,649	0,652	0,655	0,658
0,110	0,661	0,664	0,667	0,670	0,673	0,676	0,679	0,6815	0,684	0,687
0,120	0,690	0,693	0,696	0,6985	0,701	0,704	0,707	0,7095	0,712	0,715
0,130	0,718	0,7205	0,723	0,7255	0,728	0,731	0,734	0,7365	0,739	0,7415
0,140	0,744	0,747	0,750	0,7525	0,755	0,7575	0,760	0,7625	0,765	0,768
0,150	0,771	0,7735	0,776	0,7785	0,781	0,7835	0,786	0,7885	0,791	0,7935
0,160	0,796	0,7985	0,801	0,8035	0,806	0,8085	0,811	0,8135	0,816	0,8185
0,170	0,821	0,8235	0,826	0,8285	0,831	0,8335	0,836	0,8385	0,841	0,8435
0,180	0,846	0,849	0,8515	0,854	0,8565	0,859	0,861	0,864	0,8665	0,869
0,190	0,8715	0,874	0,876	0,8785	0,881	0,884	0,8865	0,889	0,891	0,8935
0,200	0,887	0,889	0,8915	0,894	0,8965	0,899	0,901	0,9035	0,906	0,9085
0,210	0,921	0,9235	0,926	0,929	0,932	0,9345	0,937	0,9395	0,942	0,9445

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,220	0,947	0,9495	0,952	0,955	0,958	0,9605	0,963	0,9655	0,968	0,971
0,230	0,974	0,9765	0,979	0,9815	0,984	0,987	0,990	0,9925	0,995	0,998
0,240	1,001	1,0035	1,006	1,009	1,012	1,0145	1,017	1,020	1,023	1,026
0,250	1,029	1,032	1,035	1,0375	1,040	1,043	1,046	1,049	1,052	1,055
0,260	1,058	1,061	1,064	1,067	1,070	1,073	1,076	1,079	1,082	1,085
0,270	1,088	1,091	1,095	1,098	1,101	1,104	1,107	1,1005	1,114	1,117
0,280	1,120	1,1235	1,127	1,1305	1,134	1,137	1,140	1,1435	1,147	1,1505
0,290	1,154	1,1575	1,161	1,1645	1,168	1,1715	1,175	1,1785	1,182	1,186

Таблица 1.4. Значение функции  $Y$  в зависимости от  $l/b$  для образцов, испытываемых на сосредоточенный изгиб (см. рис. 1.10)

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,400	7,85	7,87	7,90	7,92	7,95	7,97	8,00	8,02	8,05	8,07
0,410	8,09	8,12	8,14	8,17	8,19	8,22	8,24	8,27	8,29	8,32
0,420	8,34	8,37	8,39	8,42	8,44	8,47	8,49	8,52	8,54	8,56
0,430	8,59	8,62	8,64	8,67	8,68	8,72	8,74	8,77	8,79	8,82
0,440	8,84	8,87	8,89	8,92	8,94	8,97	8,99	9,02	9,05	9,07
0,450	9,10	9,13	9,15	9,18	9,21	9,23	9,26	9,29	9,32	9,35
0,460	9,37	9,40	9,43	9,46	9,49	9,52	9,54	9,57	9,60	9,63
0,470	9,66	9,69	9,72	9,75	9,78	9,81	9,84	9,87	9,90	9,93
0,480	9,96	9,99	10,03	10,06	10,09	10,12	10,15	10,18	10,21	10,25
0,490	10,28	10,31	10,34	10,38	10,41	10,44	10,48	10,51	10,54	10,58
0,500	10,61	10,65	10,68	10,71	10,75	10,78	10,82	10,85	10,89	10,93

0,510	10,96	11,00	11,03	11,07	11,11	11,14	11,18	11,22	11,25	11,29
0,520	11,33	11,37	11,40	11,44	11,48	11,52	11,56	11,60	11,64	11,67
0,530	11,71	11,75	11,79	11,83	11,87	11,91	11,96	12,00	12,04	12,08
0,540	12,12	12,16	12,20	12,25	12,30	12,33	12,37	12,42	12,46	12,50
0,550	12,55									

Таблица 1.5. Значение функции  $Y$  в зависимости от  $l/b$  для прямоугольных образцов с одной краевой трещиной, испытываемых на осевое растяжение (см. рис. 1.11)

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,35	1,950	1,957	1,964	1,972	1,978	1,987	1,995	2,002	2,010	2,018
0,36	2,025	2,033	2,041	2,049	2,056	2,064	2,072	2,080	2,088	2,096
0,37	2,103	2,112	2,121	2,129	2,136	2,145	2,152	2,160	2,168	2,177
0,38	2,186	2,194	2,202	2,211	2,220	2,228	2,236	2,244	2,253	2,262
0,39	2,272	2,280	2,288	2,289	2,307	2,316	2,325	2,334	2,342	2,352
0,40	2,362	2,371	2,380	2,389	2,399	2,408	2,417	2,426	2,435	2,445
0,41	2,456	2,465	2,475	2,485	2,495	2,504	2,514	2,524	2,534	2,544
0,42	2,554	2,564	2,574	2,585	2,595	2,605	2,615	2,626	2,637	2,647
0,43	2,658	2,668	2,678	2,690	2,700	2,711	2,722	2,733	2,744	2,755
0,44	2,766	2,777	2,788	2,800	2,811	2,822	2,834	2,845	2,857	2,869
0,45	2,881	2,892	2,903	2,916	2,928	2,940	2,952	2,964	2,976	2,988
0,46	3,000	3,013	3,026	3,038	3,050	3,062	3,075	3,088	3,101	3,114
0,47	3,127	3,140	3,153	3,166	3,179	3,192	3,205	3,219	3,234	3,247
0,48	3,260	3,273	3,286	3,299	3,313	3,328	3,343	3,357	3,371	3,385
0,49	3,399	3,414	3,429	3,444	3,458	3,472	3,487	3,502	3,517	3,532
0,50	3,547	3,562	3,577	3,582	3,597	3,612	3,638	3,653	3,669	3,685
0,51	3,701	3,718	3,735	3,751	3,767	3,783	3,799	3,815	3,832	3,848
0,52	3,865	3,882	3,899	3,916	3,933	3,950	3,967	3,984	4,002	4,020
0,53	4,038	4,055	4,072	4,090	4,108	4,126	4,145	4,163	4,171	4,189
0,54	4,219	4,237	4,255	4,274	4,293	4,313	4,332	4,351	4,370	4,390
0,55	4,410	4,430	4,450	4,470	4,490	4,510	4,530	4,550	4,570	4,591

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,56	4,612	4,633	4,654	4,675	4,696	4,717	4,738	4,759	4,781	4,802
0,57	4,824	4,846	4,868	4,890	4,912	4,934	4,957	4,979	5,002	5,025
0,58	5,048	5,071	5,094	5,117	5,141	5,165	5,189	5,213	5,237	5,261
0,59	5,285	5,309	5,333	5,357	5,381	5,405	5,430	5,455	5,480	5,506
0,60	5,533	5,558	5,583	5,608	5,633	5,658	5,683	5,708	5,733	5,758

Таблица 1.6. Значение функции  $Y$  в зависимости от  $l/b$  для дисковых образцов, испытываемых на растяжение (см. рис. 1.12)

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,400	7,21	7,23	7,25	7,27	7,28	7,30	7,32	7,34	7,36	7,38
0,410	7,40	7,42	7,44	7,45	7,47	7,49	7,51	7,53	7,55	7,57
0,420	7,59	7,61	7,63	7,65	7,67	7,69	7,71	7,73	7,75	7,77
0,430	7,79	7,81	7,83	7,85	7,88	7,90	7,92	7,94	7,96	7,98
0,440	8,01	8,03	8,05	8,08	8,10	8,12	8,15	8,18	8,19	8,22
0,450	8,24	8,26	8,29	8,31	8,34	8,36	8,39	8,42	8,44	8,47
0,460	8,49	8,52	8,55	8,57	8,60	8,63	8,66	8,69	8,72	8,74
0,470	8,77	8,80	8,83	8,86	8,89	8,92	8,95	8,98	9,02	9,05
0,480	9,08	9,11	9,14	9,18	9,21	9,24	9,27	9,30	9,34	9,37
0,490	9,40	9,44	9,47	9,51	9,54	9,57	9,61	9,65	9,68	9,71
0,500	9,74	9,78	9,81	9,85	9,89	9,92	9,96	10,00	10,03	10,07
0,510	10,10	10,14	10,18	10,21	10,25	10,29	10,32	10,36	10,40	10,44
0,520	10,48	10,52	10,56	10,60	10,64	10,68	10,72	10,76	10,80	10,84
0,530	10,88	10,92	10,97	11,01	11,05	11,09	11,14	11,18	11,22	11,26
0,540	11,30	11,35	11,39	11,43	11,48	11,53	11,57	11,61	11,65	11,70
0,550	11,74									

Т а б л и ц а 1.7. Значение функции  $Y$  в зависимости от  $l/b$  для прямоугольных образцов, испытываемых на внецентренное растяжение (см. рис. 1.13)

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,400	7,34	7,36	7,37	7,39	7,41	7,43	7,44	7,46	7,48	7,50
0,410	7,52	7,54	7,56	7,58	7,60	7,61	7,63	7,65	7,67	7,69
0,420	7,71	7,73	7,75	7,77	7,79	7,81	7,83	7,85	7,87	7,89
0,430	7,91	7,93	7,95	7,97	8,00	8,02	8,04	8,06	8,08	8,10
0,440	8,12	8,12	8,17	8,19	8,21	8,24	8,26	8,29	8,30	8,32
0,450	8,34	8,36	8,38	8,41	8,43	8,45	8,47	8,50	8,52	8,54
0,460	8,57	8,59	8,61	8,64	8,66	8,69	8,71	8,73	8,76	8,78
0,470	8,81	8,83	8,86	8,88	8,91	8,93	8,96	8,98	9,01	9,03
0,480	9,06	9,09	9,11	9,14	9,16	9,19	9,22	9,24	9,27	9,30
0,490	9,32	9,35	9,38	9,41	9,43	9,46	9,49	9,52	9,55	9,57
0,500	9,60	9,63	9,66	9,69	9,72	9,75	9,78	9,81	9,84	9,87
0,510	9,90	9,93	9,96	9,99	10,02	10,05	10,08	10,11	10,15	10,18
0,520	10,21	10,24	10,27	10,31	10,34	10,37	10,40	10,44	10,47	10,50
0,530	10,54	10,57	10,61	10,64	10,68	10,71	10,75	10,78	10,82	10,85
0,540	10,89	10,92	10,96	11,00	11,03	11,07	11,11	11,15	11,18	11,22
0,550	11,26									

В случае, когда критерии достоверности не удовлетворяются, следует перейти к испытаниям более толстых образцов.

При невыполнении условий корректности определяют предельный коэффициент интенсивности напряжений  $K_c$  с указанием толщины образца. Его определяют по тем же формулам, что и  $K_Q$ , но с подстановкой силы  $P_0$  вместо  $P_Q$ . При этом номинальное напряжение  $\sigma_\infty$  должно быть меньше  $0,7\sigma_{0,2}$  для растяжения, меньше  $0,9\sigma_{0,2}$  для изгиба и меньше  $0,8\sigma_{0,2}$  для внецентренного растяжения. Одновременно следует учитывать пластическую поправку Ирвина для расширения диапазона применимости методов

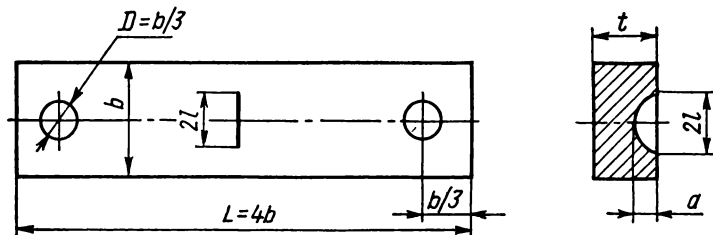


Рис. 1.20. Плоский образец с несквозной трещиной.

линейной механики разрушения. С этой целью используют метод последовательного приближения — по полученному  $K_c = K'_c$  находят условную длину трещины

$$l' = l + \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K'_c}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \quad (1.27)$$

и по этой длине рассчитывают  $K''_c$ . Затем расчет повторяют и в качестве окончательного результата принимают значение  $K_c$ , если последовательные значения  $K_c^{n+1}$  и  $K_c^n$  отличаются не более чем на 2 %. Наконец, если окажется, что  $\sigma_\infty$  превышает указанные значения, то оценка материала производится только по  $\sigma_\infty$  (или же по критериям нелинейной механики разрушения).

При испытании образцов толщиной 0,5—2 мм применяют плоские образцы с центральной или боковой трещиной (см. рис. 1.9 и 1.11). Кроме того, применим образец с несквозной поверхностной трещиной (рис. 1.20). При этом для материала толщиной менее 5 мм  $b/t > 6$ , при большей толщине  $b/t = 6$ . Глубина поверхностной трещины  $a$  должна находиться в диапазоне  $0,4 \leq a/t \leq 0,6$ . Длина трещины  $2l$  не должна превышать половины ширины образца. Для исследования тонких (до 5 мм) образцов можно строить диаграммы разрушения в координатах  $K - l$ . При этом возможны четыре типа диаграмм разрушения (рис. 1.21). Измерение длины медленно растущей трещины (для диаграмм типа III и IV) производят одним из методов, изложенных в гл. 4.

Рассмотрим методику многократного определения  $K_{Ic}$  на одном образце [22]. Сначала образец испытывается согласно обычной методике, но до разрушения не доводится, при этом по диаграмме деформирования определяют нужные для расчета усилия. Затем на этом образце снова выращивается усталостная трещина и образец вновь испытывается с записью диаграммы и нахождением нужных для расчета  $K_{Ic}$  параметров, но до разрушения не доводится. Таким образом, на одном образце иногда удается получить до пяти значений  $K_{Ic}$ .

Кроме того, используют прием, позволяющий убедиться в наличии нужного подрастания трещины до точки пересечения с 5 %-ной секущей. Образец предварительно нагружают до нагрузки  $P_1$ , четко выявляющей прямолинейный участок диаграммы деформирования (рис. 1.22), останавливают нагружение (или разгружают до нагрузки примерно вдвое меньшей  $P_1$ , но лежащей на линейном участке диаграммы). Нагрузка  $P_1$  не должна превышать максимальную нагрузку цикла, при которой выращивалась исходная трещина (обычно  $P_1 \leq 0,5P_Q$ ). Проводят линию  $OA$ , продолжающую прямолинейный участок диаграммы, и луч  $OB$ , тангенс угла наклона которого на 5 % меньше, чем прямой  $OA$  (от точки  $A$  откладывают отрезок  $AB$ , состав-

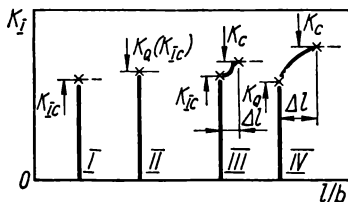


Рис. 1.21. Основные типы диаграмм разрушения.

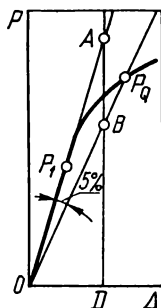


Рис. 1.22. Диаграмма деформирования нагрузка — смещение.

ляющий 5 %  $AD$ , и проводят нужную линию  $OB$ ). Затем вновь нагружают образец до пересечения диаграммы  $P - \Delta$  с лучом  $OB$  (при этом надо следить, чтобы диаграмма была продолжением первоначальной) и полностью разрушают образец. На образце наращивают усталостную трещину (обычно на 2—3 мм) для фиксирования продвижения трещины при статическом нагружении до нагрузки  $P_Q$ . При наращивании усталостной трещины следует выполнять соответствующие требования, чтобы на этом же образце снова можно было определить  $K_{Ic}$ . Вновь проводят испытание с определением  $K_{Ic}$ . После окончательного разрушения на поверхности излома определяют прирост длины трещины  $\Delta l$  при первом статическом нагружении. Если прирост  $\Delta l$  больше или равен 2 % исходной длины трещины, то значение  $K_Q$  равно  $K_{Ic}$ , поскольку отклонение от линейности диаграммы нагрузка — смещение обусловлено приростом трещины, а не пластической деформацией.

Для непосредственного определения характеристик трещиностойкости  $\gamma$ ,  $G_{Ic}$  можно найти работу разрушения по площади петли гистерезиса, получающейся на диаграмме нагрузка — смещение [23]. Схема нагружения образца должна обеспечивать устойчивый рост трещины (рис. 1.23). Для этого образец нагружают до нагрузки, при которой заведомо прорастет устойчивая трещина (на некоторую длину, которую можно установить по излому после окончательного разрушения), и затем разгружают с записью разгрузочной диаграммы (рис. 1.24). Отношение площади петли гистерезиса к площади подросшей трещины на изломе дает трещиностойкость (вязкость разрушения)  $G_{Ic}$ ,  $\gamma_2$ . Этот метод пригоден для достаточно хрупких материалов, для которых заштрихованную площадь можно считать израсходованной на разрушение, а не на работу пластической деформации.

**Определение предела трещиностойкости  $I_c$**  производят преимущественно на плоских образцах с одной краевой трещиной при растяжении (см. рис. 1.11), а также с центральной трещиной (см. рис. 1.9) и при изгибе (см.

рис. 1.10). Серию образцов с разными длинами трещин ( $0 \leq l/b \leq 0,8$ ) испытывают до разрушения и измеряют только максимальную нагрузку  $P_c$ . На образце без трещины также измеряют максимальную нагрузку  $P_{co}$ .

Далее, по формулам (1.23) вычисляют коэффициенты интенсивности соответствующих образцов с заменой  $P_Q$  на  $P_c$ . Это будут значения  $I_c$  для каждой длины трещины. Полученные результаты можно представить в виде таблицы либо в виде графиков  $I_c - l$  или  $I_c/(\sigma_b \sqrt{b} - l/b)$  в исследованном диапазоне длин трещин. Здесь предел прочности  $\sigma_b$  можно заменить на разрушающее напряжение образца  $\sigma_{co}$  в отсутствие трещины. Разрушающее напряжение при растяжении плоских образцов (см. рис. 1.9,

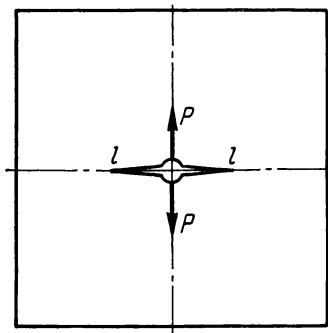


Рис. 1.23. Образец и схема нагружения для непосредственного измерения удельной работы разрушения.

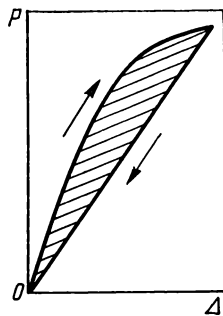


Рис. 1.24. Петля гистерезиса, образующаяся при нагрузке — разгрузке образца с трещиной.

1.11)  $\sigma_c = P_c/bt$ , а при изгибе (см. рис. 1.10) —  $\sigma_c = 3P_c L/2tb^2$ . При  $l = 0$  вместо  $P_c$  подставляется  $P_{co}$ . Для использования  $I_c$  при расчетах желательно представить результаты испытания в виде графика  $I_c - \sigma_c/\sigma_{co}$ .

**Определение критического раскрытия в вершине трещины  $\delta_c$**  производят на плоских образцах при изгибе и внецентренном растяжении. Для более точного измерения  $\delta_c$  можно установить два датчика, измеряющих смещения  $\Delta_1$  и  $\Delta_2$  на расстояниях  $a_1$  и  $a_2$  от вершины трещины. При этом  $a_1 = 2 \div 3$  мм,  $a_2 \geq 5 \div 6$  мм. Для диаграмм типов I—III смещение определяется для точек C, а для диаграммы типа IV — для точки O по формуле, предполагающей линейное очертание берегов трещины,

$$\delta_c = \Delta_{c1} \frac{\frac{a_2}{a_1} - \frac{\Delta_{c2}}{\Delta_{c1}}}{\frac{a_2}{a_1} - 1}. \quad (1.28)$$

По данным одного датчика

$$\delta_c = \frac{\Delta_c}{1 + \eta \frac{a}{b-l}}, \quad (1.29)$$

где  $a = l \pm z + (c - b)$  для компактных образцов,  $z$  — расстояние от поверхности образца до ножки датчика (см. рис. 1.17). Знак плюс соответствующий



ет установке ножки датчика с помощью накладок, минус — заделке ножки датчика в паз, выфрезерованный в образце. Для образцов на изгиб (см. рис. 1.10) и растяжение (см. рис. 1.11)  $a = l \pm z$ . Коэффициент вращения  $\eta$  определяет положение точки поворота половинок образца как жестких и определяется по эмпирическим формулам

$$\left. \begin{aligned} \eta &= n_1 \frac{b}{l} \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_N} \geq 2,2, \\ \sigma_N &= \frac{1,5P_c L}{l(b-l)^2} \text{ для испытаний на изгиб, при } n_1 = 3; \\ \sigma_N &= \frac{P_c}{l(b-l)} \left(1 + 3 \frac{b+l}{b-l}\right) \text{ для испытаний на внецентренное} \\ &\text{растяжение при } n_1 = 3,75. \end{aligned} \right\} (1.30)$$

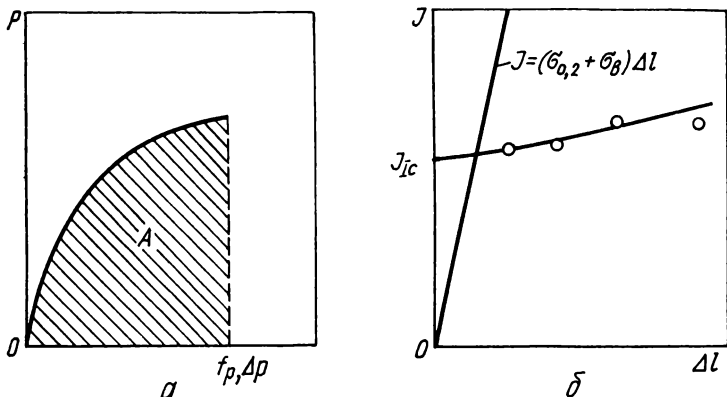


Рис. 1.25. Схема определения упругопластической вязкости разрушения  $J_{IC}$ :  
 $a$  — диаграмма деформирования;  $b$  — зависимость  $J$  от  $\Delta l$ .

**Определение упругопластической трещиностойкости  $J_c$ .** Испытание проводят с записью диаграммы деформирования в координатах сила  $P$  — смещение точки приложения силы (или смещение по линии ее действия)  $\Delta_P$ . Удобно использовать образец, показанный на рис. 1.13, позволяющий измерять смещение непосредственно под силой.

Если используются дисковые и прямоугольные компактные образцы, то смещение  $\Delta$  можно пересчитывать в  $\Delta_P$  по формуле

$$\Delta_P = \Delta \frac{l + l(\eta - 1)}{\eta a + b - l}. \quad (1.31)$$

Возможно приближенное определение  $\Delta_P$  в виде

$$\Delta_P = \frac{\Delta}{K_v}, \quad K_v = 1 + \frac{P_v}{l + 0,1(b-l)},$$

где  $P_v = c - b \pm z$  — расстояние между линией действия силы и точками измерения перемещений.

При изгибе  $\Delta_p$  равно прогибу  $f$  под действием силы.

В цилиндрических и плоских образцах с центральной и краевыми трещинами в качестве  $\Delta_p$  можно принять максимальное смещение берегов трещины.

Полученные диаграммы  $P - \Delta_p$  и  $P - f$  используют для определения работы пластической деформации и разрушения  $A_c$  по площади диаграммы до точки  $P_c$  (рис. 1.25, а).

Отнеся  $A_c$  к площади нетто-сечения образца  $F_n = t(b - l)$ , получим удельную работу пластической деформации и разрушения  $a_c$ .

Упругопластическую трещиностойкость  $J_c$  для плоских образцов определяют в случае диаграмм деформирования I, II, III типов по формуле

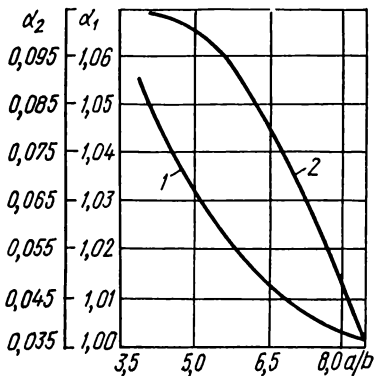


Рис. 1.26. Коэффициенты  $\alpha_1$  (1) и  $\alpha_2$  (2) в формуле для уточненного вычисления  $J$  в компактных образцах.

$$J_c = \frac{\alpha A_c}{t(b-l)}, \quad (1.32)$$

где  $\alpha = 2$  при изгибе и  $\alpha = 2,44$  при внецентренном растяжении компактных образцов.

Более точно текущее значение  $J$ , соответствующее силе  $P$ , для компактных образцов можно найти с помощью выражения

$$J = \alpha_1 \frac{2A}{t(b-l)} + \alpha_2 \frac{2P\Delta_p}{t(b-l)} \quad (1.33)$$

(значения коэффициентов  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  приведены на рис. 1.26).

В случае диаграммы деформирования типа IV (см. рис. 1.19) упругопластическая трещиностойкость  $J_c$  определяется путем испытания

(при заданной температуре) пяти-шести образцов, исходные длины трещин в которых не должны различаться более чем на 3 %.

Первый образец доводится до разрушения или до спада нагрузки; остальные образцы нагружают до ряда последовательно уменьшающихся значений  $P$  и  $\Delta$ , а затем разгружают. Далее на неразрушенных образцах фиксируют медленное подрастание трещины (которое было при нагружении) с помощью нагрева до 573 К стальных образцов или с помощью красок (или циклического нагружения образцов из металлических сплавов и цветных металлов). Затем эти образцы разрушают и на изломе измеряют среднее подрастание трещины  $\Delta l$ , длину фронта трещины  $L$  и площадь подрастания трещины  $S$ .

Планиметрированием определяют площадь  $A_c$ -диаграммы деформирования до точки разгрузки, затем по формулам (1.32) или (1.33) вычисляют  $J$ -интеграл и откладывают на графике  $J - \Delta l$ . Значение  $J_c$  получается экстраполяцией  $J$  на нулевой подрост трещины (рис. 1.25, б). Однако в силу эластического раскрытия в вершине трещины (притупления) возникает эффект эквивалентного увеличения длины трещины. Поэтому экстраполяцию кривой  $J - \Delta l$  производят не на ось ординат, а на линию притупления, описываемую уравнением прямой  $J_c = (\sigma_{0,2} + \sigma_b) \Delta l$ .

Если на изломе образца обнаружено значительное искривление фронта трещины (туннелирование), то вычисление  $J$  следует производить с учетом приращения площади трещины  $S$  и длины фронта трещины  $L$ :

$$J = \frac{\alpha A}{(b-l)L + 2S} \quad \text{или} \quad J = \frac{2}{(b-l)L + 2S} (\alpha_1 A + 2\alpha_2 P\Delta_p). \quad (1.34)$$

Укажем на некоторую аналогию между парами величин  $K_{Ic}$  и  $K_c$  и  $J_{Ic}$  и  $J_c$ . Найденное указанными методами значение  $J_c$  принимается равным  $J_{Ic}$ , если удовлетворяется условие

$$t = t_p, \quad t_p \geq 200 \frac{J_c}{\sigma_{0,2} + \sigma_B}, \quad (1.35)$$

аналогичное критерию достоверности  $K_{Ic}$ .

**Определение коэффициентов интенсивности напряжений  $M_{c\sigma}$  и деформации  $M_{c\varepsilon}$  в упругопластической области** рекомендуется проводить на цилиндрических и плоских образцах с центральной или краевой трещиной. При этом получают номинальное разрушающее напряжение в нетто-сечении  $\sigma_{co}$ , а по разрушающей силе  $P_c$  определяют условный коэффициент интенсивности напряжений  $K_c^*$  (т. е. предел трещиностойкости при данной длине трещины). Напряжение  $\sigma_{co} = P_c/F_n$ , где  $F_n = \pi d^2/4$  для цилиндрического образца и  $F_n = 2(b-l)t$  для плоского образца (см. рис. 1.9). Для компактных образцов  $\sigma_{co} = \frac{P_c}{(b-l)t} \left[ 1 + \frac{3(b-l)}{b-l} \right]$ , а для образца с одной краевой трещиной (см. рис. 1.11)

$$\sigma_{co} = \frac{P_c}{(b-l)t} \left[ 1 + \frac{3l}{b-l} \right].$$

В случае, когда  $\sigma_{co} < \sigma_{0,2}$  при данной температуре испытания, критические коэффициенты

$$M_{c\varepsilon} = \left( \frac{K_c^*}{\sigma_{0,2}} \right)^{mp}, \quad M_{c\varepsilon} = \left( \frac{K_c^*}{\sigma_{0,2}} \right)^p, \quad (1.36)$$

а в случае, когда  $\sigma_{co} \geq \sigma_{0,2}$ ,

$$M_{c\sigma} = \left( \frac{\sigma_{co}}{\sigma_{0,2}} \right)^m \left( \frac{K_c^*}{\sigma_{0,2}} \right)^{mp}, \quad M_{c\varepsilon} = \left( \frac{\sigma_{co}}{\sigma_{0,2}} \right)^n \left( \frac{K_c^*}{\sigma_{0,2}} \right)^p. \quad (1.37)$$

Здесь  $p = \left[ 2 - 0,5(1-m) \left( 1 - \frac{\sigma_{co}}{\sigma_{0,2}} \right) \right] (1+m)^{-1}$ ,  $n = \frac{1-m}{m(1+m)}$ ,

$m$  — показатель упрочнения материала в упругопластической области, определяемый по равномерному сужению  $\psi_p$  в процентах для гладкого образца при кратковременном статическом растяжении для заданной температуры

$$m = 2,3 \lg \frac{100}{100 - \psi_p}.$$

**Определение критических температур хрупкости.** Эти температуры характеризуют переход от вязких к квазихрупким  $T_{K1}$  и от квазихрупких к хрупким  $T_{K2}$  разрушениям образцов с трещинами. Первую критическую температуру хрупкости  $T_{K1}$  определяют по температурной зависимости доли волокна в изломе  $F_B - T$ . Значение  $T_{K1}$  соответствует 50 %  $F_B$ . Если на изломе не обнаруживается явно выраженной волокнистой зоны излома, то первую критическую температуру можно установить по сужению в зоне разрушения  $\phi_c$ , составляющему 0,8 от максимального (при полностью вязком разрушении) или по  $\bar{\phi}_c = 25\%$ .

Вторая критическая температура хрупкости  $T_{к2}$  определяется по температурным зависимостям предела текучести и разрушающего напряжения  $\sigma_{с0}$  в нетто-сечении. Значение  $T_{к2}$  соответствует точке пересечения линий  $\sigma_{0,2} - T$  и  $\sigma_{с0} - T$ .

#### 1.4. Определение трещиностойкости конструкционного материала при испытании цилиндрического образца с кольцевой трещиной

Применение цилиндрических образцов с кольцевой трещиной (рис. 1.27) достаточно перспективно для определения трещиностойкости ( $K_{Ic}$ ) конструкционных материалов, особенно для пруткового сортамента проката, идущего на изготовление болтов, шпилек, валков и других деталей машин и крепежа [24—30]. Их легко изготовить, создать исходный концентратор необходимой остроты и глубины. Наряду с этим силовая схема нагружения (растяжение) реализует локальное состояние плоской деформации вдоль всего контура

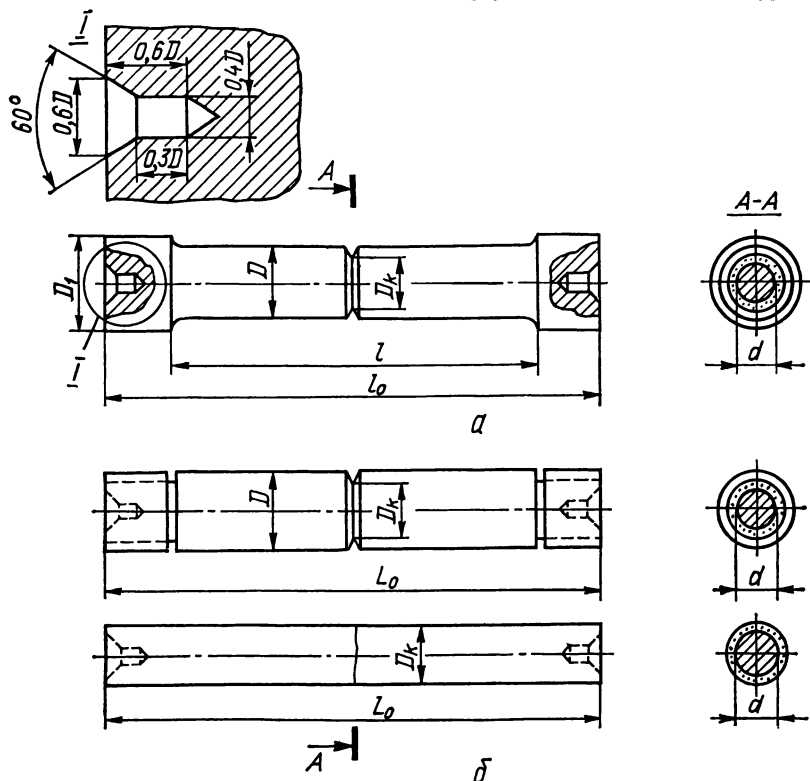


Рис. 1.27. Цилиндрический образец с кольцевой трещиной для испытаний на растяжение (а) и изгиб (б).

трещины, что соответствует расчетным моделям. Кроме того, цилиндрический образец может быть успешно применен для оценки склонности материала к хрупкому разрушению как при статическом, так и при ударном растяжении или изгибе.

До недавнего времени такой образец не находил широкого применения, по-видимому, из-за отсутствия эффективных способов образования и контроля глубины концентрической кольцевой трещины. В работах [31—34] описано несколько способов образования кольцевых трещин в цилиндрических образцах. Однако эти способы неэффективны и не гарантируют осесимметричности образовавшейся трещины, а также сложны в реализации.

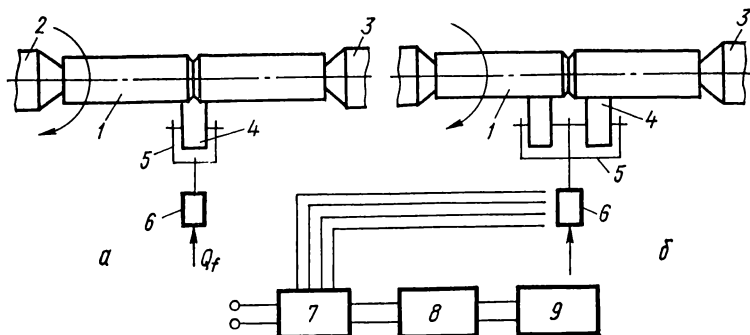


Рис. 1.28. Принципиальная схема нагружения цилиндрического образца с концентратором для образования кольцевой усталостной трещины трехточечным (а) и четырехточечным (б) круговым изгибом:

1 — образец; 2 — центр вращающийся, ведущий; 3 — центр вращающийся, ведомый; 4 — шарикоподшипник; 5 — вилка; 6 — динамометр; 7 — блок питания; 8 — тензоусилитель; 9 — измерительный прибор.

**Методика образования кольцевых трещин.** В работах [35, 36] предложен и широко апробирован эффективный способ образования поверхностных осесимметричных трещин в цилиндрических образцах. Сущность метода заключается в том, что цилиндрический образец с кольцевым надрезом (см. рис. 1.27) подвергают круговому изгибу при вращении с жесткой фиксацией стрелы прогиба  $f$  при соответствующей ей поперечной нагрузке  $Q_f$ . Принципиальная схема нагружения образца при образовании усталостных трещин трехточечным (а) и четырехточечным (б) круговым изгибом изображена на рис. 1.28. Зацентрированный с двух сторон образец 1 одним концом устанавливают на жесткий центр 2, закрепленный в трехкулачковом патроне токарного станка, а другой конец образца поджимают минимальной силой со стороны задней бабки станка вращающимся центром 3. Нагрузка, воспринимаемая шарикоподшипником 4, через вилку 5 передается на жесткий динамометр 6 с наклеенными проволочными преобразователями, сигнал с которого подается через тензоусилитель 8 на измерительный или регистрирующий прибор 9.

Поперечное нагружение образца обеспечивается приспособлением (рис. 1.29), закрепленным в резцедержателе суппорта станка. Вращающийся образец нагружают необходимой нагрузкой  $Q_f$ , в результате чего на дне кольцевого надреза по всему периметру зарождается, а затем распространяется кольцевая трещина. Контроль за образованием трещины осуществляют по показаниям измерительного прибора, который фиксирует изменение жесткости образца в результате зарождения и распространения в нем трещины. При этом если разбаланс моста датчика нагрузки, вызванный нагрузкой  $Q_f$ , скомпенсировать до нуля, а затем дальнейший разбаланс моста, вызванный

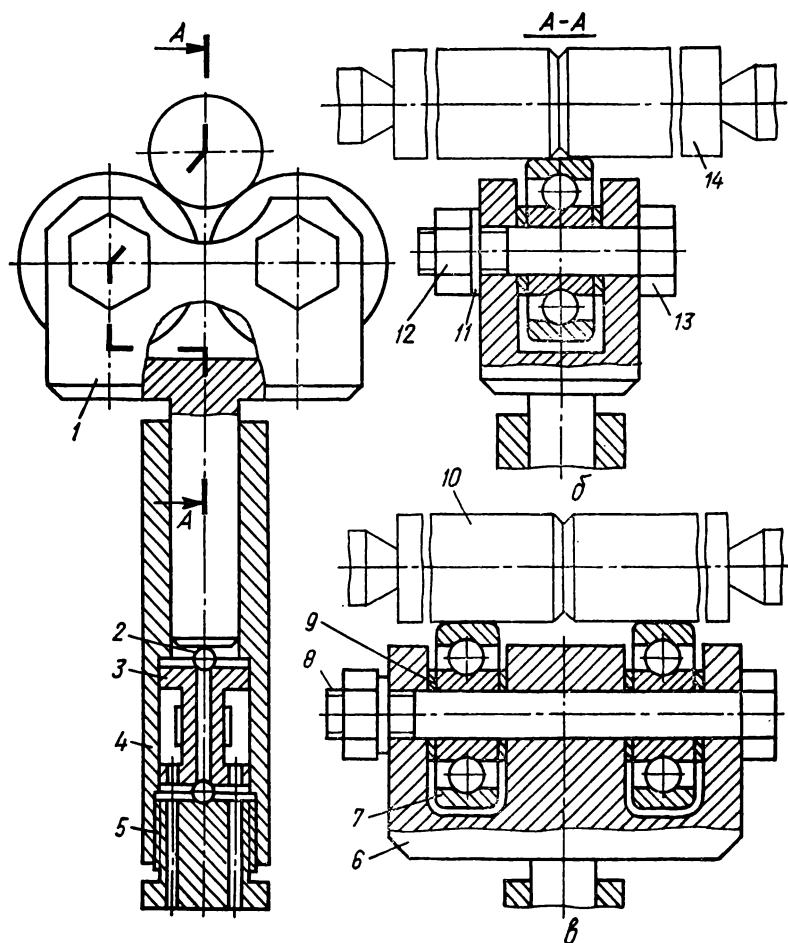


Рис. 1.29. Общий вид приспособления (а) со сменными вилками для трехточечного (б) и четырехточечного (в) нагружений образца поперечной нагрузкой при создании кольцевой трещины:

1, 6 — вилка нагрузочная; 2 — шарик; 3 — динамометр; 4 — корпус; 5 — гайка; 7 — шарикоподшипник; 8, 13 — ось; 9 — кольцо; 10, 14 — образец; 11 — шайба; 12 — гайка.

нагрузкой  $\Delta Q$ , расширить на всю шкалу измерительного прибора при повышении его чувствительности [37], то удастся довольно четко фиксировать по показаниям измерительного прибора начало появления, а затем и подрастание кольцевой трещины.

Для измерения глубины кольцевой трещины в процессе ее образования и подрастания могут быть использованы приборы, основанные на электромагнитном методе контроля [38]. Применение этого метода обеспечивает определенные преимущества по сравнению с другими (ультразвуковой или

метод электросопротивления), а именно — бесконтактный контроль и высокую скорость контроля.

На рис. 1.30 представлены общий вид приспособления (а) и излом образца (б) с кольцевой трещиной.

Для реализации такой методики может быть использован имеющийся в заводских условиях токарный станок любой марки, позволяющий установить и закрепить в центрах выбранный образец необходимой длины, а также обеспечить его нагружение.

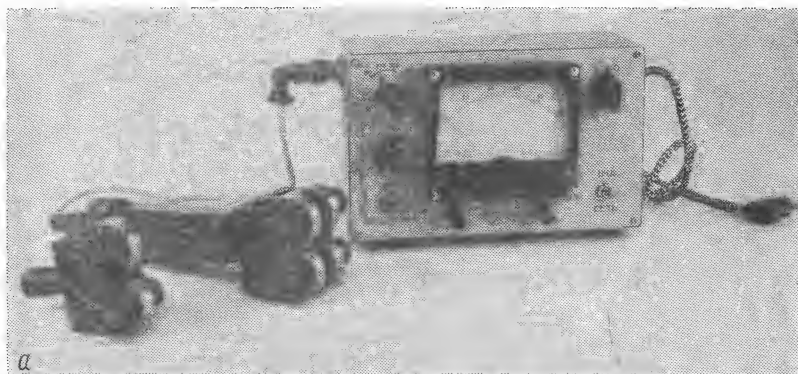
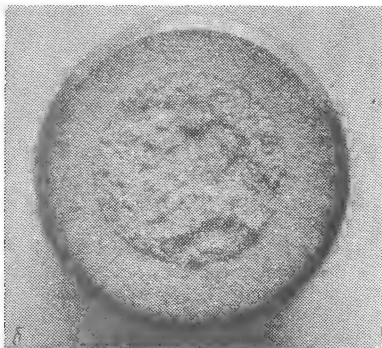


Рис. 1.30. Приспособление для нагружения образца поперечной нагрузкой с прибором для контроля режима образования усталостной трещины (а), излом образца (б).



**Схема определения трещиностойкости материала.** Определив стандартные механические характеристики  $\sigma_{0.2}$ ,  $\sigma_b$ ,  $\psi$  и  $\delta$ , приступают к определению трещиностойкости. Для этого изготавливают образец диаметром  $D$ , длиной  $L_0$ , нарезают кольцевой концентратор глубиной  $(D - D_K)/2$ , где  $D_K$  — диаметр образца по концентратору, и готовят центровочные отверстия (рис. 1.31). При этом рекомендуется для образца на растяжение  $L = 5D$ , на изгиб  $L = 10D$ , глубина концентратора  $D_K/D = 0,8$ . Образцы подвергают термической обработке, если она предусмотрена, до образования в них трещины, а затем шлифовке. На изготовленных образцах создают усталостные трещины таких размеров, чтобы глубина концентратора была не больше, чем глубина усталостной трещины, т. е. чтобы выполнялось условие

$$D_K - d \geq D - D_K, \quad (1.38)$$

где  $d$  — диаметр перешейка в образце с трещиной.

Согласно [21] режим создания трещины должен быть таким, чтобы коэффициент интенсивности напряжений  $K_{I_f}$  в вершине трещины составлял не более  $0,6K_{Ic}$ , т. е.

$$K_{I_f} \leq 0,6K_{Ic}. \quad (1.39)$$

Исходя из этого, а также требуя выполнения для зоны предразрушения усталостной трещины условия автомодельности [35], определяют поперечную нагрузку  $Q_f^0$  для создания усталостной трещины:

$$Q_f^0 \leq 0,6Q_A, \quad (1.40)$$

где  $Q_A$  — значение изгибающей нагрузки, при действии которой на образец заданных размеров в окрестности контура трещины возникает пластическая зона, удовлетворяющая условиям автомодельности [21]. Согласно [39] в этом случае имеем

$$Q_f^0 \leq 0,75 \frac{\sigma_{0,2} d^2 \sqrt{1 - 0,8012d/D}}{L_0 \sqrt{1 - d/D} \left[ \sqrt{d/D} (1 - d/D) + \left( \frac{d}{D} \right)^{3/2} \right]^2}. \quad (1.41)$$

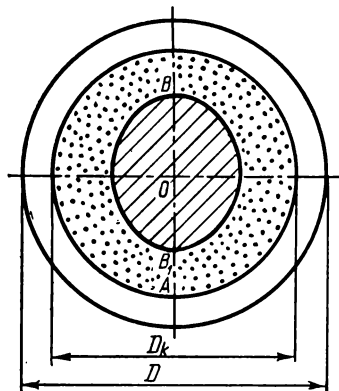


Рис. 1.31. Схема измерения диаметра перешейка при испытании на изгиб.

Закрепленный на установке образец нагружают поперечной нагрузкой  $Q_f^0$  и вращают до тех пор, пока нагрузка не упадет до значения  $Q_f^0 = 0,87Q_f^0$ . При этом трещина должна подрасти до  $d/D = 0,7$ . Далее определяют разрушающую нагрузку  $P_c$  при растяжении или при трехточечном изгибе, измеряют диаметр перешейка  $d$  и вычисляют величину  $K_{Ic}^{(0)}$ :

$$K_{Ic}^{(0)} = \frac{P_c}{D \sqrt{D}} Y_{I_p} \quad \text{при растяжении,} \quad (1.42)$$

$$K_{Ic}^{(0)} = \frac{P_c L}{D^2 \sqrt{D}} Y_{I_{in}} \quad \text{при изгибе.} \quad (1.43)$$

Функции  $Y_{I_p}$  и  $Y_{I_{in}}$  вычисляют по формулам

$$Y_{I_p} = \frac{0,7978 \sqrt{d/D} [1 - (1 - 2s/d) (d/D)] [1 + \sqrt{1 + 3(2s/d) (D/d - 1)}]^2}{\sqrt{1 + (2s/d - 0,8012) d/D}}, \quad (1.44)$$

$$Y_{I_{in}} = 0,3989 \frac{\sqrt{1 - d/D} [\sqrt{d/D_k} (1 - d/D) + 2 (d/D) \sqrt{d/D}]^2}{(d/D)^2 \sqrt{d/D} \sqrt{1 - 0,8012d/D}}, \quad (1.45)$$

где  $s$  (см. рис. 1.18) — смещение центра нетто-сечения от оси образца. Диаметр перешейка  $d$  изгибного образца определяется по формуле  $d = D_k - 2AB_1$ ;  $AB_1$  измеряется по диаметру  $AB$  (см. рис. 1.31), расположенному в плоскости изгиба (точка  $A$  в зоне растяжения, точка  $B$  в зоне сжатия). В табл. 1.8, 1.9 даны функции  $Y_{I_p}$  и  $Y_{I_{in}}$  для удобства проведения расчетов.

После определения коэффициента  $K_{Ic}^{(0)}$  для испытанных размеров образцов  $d_0$  и  $D_0$  проверяют удовлетворение условия образования усталостной трещины (1.39) или

$$Q_f^0 \leq \frac{0,6D^2 \sqrt{D} K_{Ic}^{(0)}}{L_0 Y_{I_{in}}}. \quad (1.46)$$



Таблица 1.8. Значение функции  $Y_{1p}$  в зависимости от глубины трещины и эксцентриситета опасного сечения при растяжении цилиндрического образца с кольцевой трещиной (см. рис. 1.27, а)

$2s/a$	$d/D$								
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
0	24,955	8,706	4,661	2,963	2,061	1,507	1,126	0,8322	0,5595
0,01	25,628	8,915	4,759	3,018	2,093	1,527	1,140	0,8443	0,5766
0,02	26,301	9,124	4,857	3,072	2,126	1,548	1,154	0,8562	0,5925
0,03	26,973	9,332	4,955	3,126	2,158	1,568	1,168	0,8677	0,6073
0,04	27,643	9,539	5,052	3,179	2,190	1,588	1,182	0,8789	0,6212
0,05	28,314	9,746	5,149	3,232	2,222	1,608	1,195	0,8899	0,6342
0,06	28,982	9,953	5,246	3,285	2,253	1,628	1,209	0,9006	0,6465
0,07	29,651	10,159	5,342	3,338	2,285	1,648	1,222	0,9110	0,6581
0,08	30,319	10,364	5,438	3,391	2,316	1,667	1,235	0,9212	0,6691
0,09	30,985	10,569	5,534	3,443	2,347	1,687	1,248	0,9312	0,6795
0,10	31,652	10,774	5,629	3,495	2,378	1,706	1,261	0,9410	0,6895

Таблица 1.9. Значение функции  $Y_{1n}$  в зависимости от глубины трещины при изгибе (см. рис. 1.27, б)

$d/D$	$Y_{1n}$	$d/D$	$Y_{1n}$	$d/D$	$Y_{1n}$	$d/D$	$Y_{1n}$
0,01	70 602	0,27	19,249	0,53	5,227	0,79	2,797
0,02	12 314	0,28	17,772	0,54	5,072	0,80	2,733
0,03	4418,8	0,29	16,467	0,55	4,926	0,81	2,668
0,04	2132,4	0,30	15,310	0,56	4,788	0,82	2,602
0,05	1211,1	0,31	14,280	0,57	4,657	0,83	2,536
0,06	762,86	0,32	13,359	0,58	4,532	0,84	2,469
0,07	516,24	0,33	12,533	0,59	4,415	0,85	2,401
0,08	368,28	0,34	11,789	0,60	4,302	0,86	2,330
0,09	273,58	0,35	11,116	0,61	4,195	0,87	2,257
0,10	209,87	0,36	10,507	0,62	4,098	0,88	2,182
0,11	165,26	0,37	9,953	0,63	3,996	0,89	2,103
0,12	132,98	0,38	9,448	0,64	3,902	0,90	2,020
0,13	108,99	0,39	8,987	0,65	3,813		
0,14	90,747	0,40	8,564	0,66	3,726		
0,15	76,591	0,41	8,175	0,67	3,643		
0,16	65,419	0,42	7,818	0,68	3,563		
0,17	56,471	0,43	7,488	0,69	3,485		
0,18	49,206	0,44	7,183	0,70	3,409		
0,19	43,239	0,45	6,90	0,71	3,336		
0,20	38,286	0,46	6,637	0,72	3,264		
0,21	34,135	0,47	6,392	0,73	3,195		
0,22	30,626	0,48	6,165	0,74	3,126		
0,23	27,637	0,49	5,952	0,75	3,059		
0,24	25,072	0,50	5,753	0,76	2,993		
0,25	22,857	0,51	5,567	0,77	2,927		
0,26	20,932	0,52	5,392	0,78	2,862		

В это неравенство, а именно в функцию  $Y_{1n}$ , подставляют значения  $d_0/D_K$ ,  $d_0/D_0$  и  $K_{Ic}^{(0)}$ , установленные в процессе эксперимента для данного образца. В случае невыполнения указанного условия эксперимент необходимо повторить, уменьшив нагрузку  $Q_f^0$  до требуемого значения.

Далее определяют достоверность полученного результата, т. е. находят необходимые размеры  $d$  и  $D$  образцов, пользуясь неравенствами [35]

$$d \geq 1,6 \left( \frac{K_{Ic}^{(0)}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 ; D \geq 2,3 \left( \frac{K_{Ic}^{(0)}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \text{ при растяжении,} \quad (1.47)$$

$$d \geq 1,4 \left( \frac{K_{Ic}^{(0)}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 ; D \geq 2,3 \left( \frac{K_{Ic}^{(0)}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 \text{ при изгибе.} \quad (1.48)$$

Если указанные условия выполняются, т. е. реализуемые в эксперименте  $d_0 \geq d$ , а  $D_0 \geq D$ , то полученное первоначальное значение  $K_{Ic}^0$  является достоверным значением трещиностойкости материала  $K_{Ic}$ . В противном случае оно является условным и для установления значений  $K_{Ic}$  эксперименты необходимо повторить по изложенной выше схеме на образцах больших размеров.

В табл. 1.10, 1.11 приведены результаты экспериментов по определению трещиностойкости термообработанной стали 40X в зависимости от размеров образцов и температуры отпуска соответственно при растяжении и изгибе цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами.

**Примеры определения трещиностойкости на цилиндрическом образце с кольцевой трещиной.**

*Пример 1.* Определение  $K_{Ic}$  при растяжении цилиндрического образца.

Необходимо определить трещиностойкость  $K_{Ic}$  термообработанной стали 40X. Такое определение производят в следующем порядке.

1. Изготавливают стандартный цилиндрический образец, подвергают необходимой термообработке и определяют предел текучести  $\sigma_{0,2} = 1412$  МПа и предел прочности  $\sigma_B = 1570$  МПа.

2. Изготавливают цилиндрический образец (рис. 1.27, а) с размерами  $D_0 = 16$  мм,  $2L_0 = 180$  мм и нарезают кольцевой концентратор глубиной  $(0,1 \div 0,2) D_0$  (например, до  $D_K = 13$  мм) с радиусом закругления дна надреза  $r = 0,2$  мм.

3. На основании формул (1.40), (1.41) определяют поперечную нагрузку  $Q_f \leq 0,6Q_A$ , необходимую для создания усталостной кольцевой трещины. При этом учитывают, что после создания в образце трещины перешеек диаметром  $d_0$  в плоскости ее расположения должен удовлетворять неравенству  $d_0 + D_0 \leq 2D_K$ . В данном случае  $d_0 = 8$  мм. Далее подсчитывают по формуле (1.41) нагрузку  $Q_A$ :

$$Q_A = \frac{\sigma_{0,2} d_0^3 F_0(\varepsilon)}{L_0 [\sqrt{\varepsilon_K} (1 - \varepsilon) + 2\varepsilon \sqrt{\varepsilon}]^2},$$

где  $\varepsilon = \frac{d_0}{D_0} = 0,5$ ;  $\varepsilon_K = d_0/D_K = 0,6154$ ;

$$F_0(\varepsilon) = \frac{\sqrt{\varepsilon} \sqrt{\varepsilon^{-1} - 0,8012}}{\sqrt{1 - \varepsilon}} \bigg|_{\varepsilon=0,5} = 1,095.$$

Для рассматриваемого случая  $Q_f = 0,6 Q_A = 4365$  Н.

**Таблица 1.10. Трещиностойкость термообработанной стали 40Х при испытании на растяжение цилиндрических образцов с кольцевой трещиной**

D, мм	Диапазон длин установочной трещины, мм	Число испытанных образцов	Температура от пуска, К	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	Достоверность результатов, %	
					D, мм	d, мм
5	3,10—2,15	5	473	26±2,0	1,52	1,02
5	3,10—2,0	5	573	39±1,8	4,12	2,77
7,5	4,95—3,08	5	473	24±2,6	1,37	0,92
7,5	4,88—3,08	5	573	37±2,2	3,75	2,52
7,5	5,10—3,68	5	673	55±2,6	10,24	6,88
10	6,10—4,60	5	473	26±0,8	1,6	1,08
10	6,10—4,10	5	573	35±1,6	3,3	2,22
10	6,20—4,60	5	673	54±3,2	9,67	6,5
13	7,93—5,33	5	473	26±2,1	1,6	1,08
13	8,45—6,11	5	573	33±1,9	3,08	2,07
13	8,19—5,20	5	673	48±2,2	7,84	5,27
16	10,88—6,88	5	473	26±1,1	1,6	1,08
16	9,28—6,40	5	573	35±0,4	3,34	2,24
16	10,24—6,72	5	673	50±1,8	8,27	5,56

**Таблица 1.11. Трещиностойкость термообработанной стали 40Х при испытании на трехточечный изгиб цилиндрических образцов с кольцевой трещиной**

D, мм	Диапазон длин установочной трещины, мм	Число испытанных образцов	Температура от пуска, К	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	Достоверность результатов, %	
					D, мм	d, мм
5	4,00—2,30	5	473	26±1,6	2,2	1,1
5	3,25—2,20	5	573	41±2,8	6,2	3,1
7,5	5,12—3,23	5	473	25±1,7	1,93	0,97
7,5	5,03—3,83	5	573	38±3,2	5,3	2,65
7,5	4,12—3,60	5	673	57±2,3	14,69	7,35
10	6,40—4,30	5	473	26±2,7	2,15	1,08
10	6,40—4,00	5	573	35±3,4	4,56	2,28
10	7,00—4,40	5	673	54±1,9	13,04	6,51
13	8,58—5,98	5	473	26±2,1	2,13	1,01
13	7,67—6,11	5	573	37±1,8	5,1	2,28
13	8,19—5,33	5	673	52±3,9	12,4	6,20
16	9,92—8,16	5	473	26±2,7	2,17	1,09
16	10,56—7,82	5	573	37±2,7	5,07	2,53
16	9,76—7,82	5	673	51±3,6	11,85	5,92

С учетом имеющегося оборудования, а также учитывая, что чем меньше  $Q_f$ , тем лучше условия образования трещины, выбирают значение нагрузки  $Q_f$ . В данном случае  $Q_f = 1470$  Н. При этой нагрузке в образце на дне надреза создают кольцевую трещину заданной глубины.

4. Образец с трещиной подвергают осевому растяжению и определяют разрушающую нагрузку  $P_c = 50$  кН.

5. После разрушения образца измеряют действительное значение перешейка  $d_0$  равное 8,8 мм (смещение перешейка отсутствует, т. е.  $s = 0$ ).

6. Вычисляют  $K_{Ic}^{(0)}$  по формуле (1.42)

$$K_{Ic}^{(0)} = \frac{P_c}{D_0 \sqrt{D_0}} Y(s, e) = \frac{50\,000 \cdot 10^{-6}}{0,016 \sqrt{0,016}} 1,755 = 43,4 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}},$$

где  $e = d_0/D_0 = 8,8/16 = 0,55$ ;  $Y(s, e) = 1,755$ .

7. Проверяют выполнение условий образования усталостной трещины в соответствии с требованиями (1.46). После подстановки в правую часть неравенства (1.46) значения величин  $K_{Ic}^{(0)} = 43,4 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ ;  $e = 8,8/16 = 0,55$ ;  $e_k = 8,8/13 = 0,677$ ;  $F_0(e) = 1,115$  получаем  $Q_f = 2490$  Н.

Для рассматриваемого примера было принято  $Q_f = 1470$  Н, следовательно, указанное выше условие выполнено. Если бы оказалось, что условие (1.46) не выполняется, то эксперимент необходимо было бы повторить при меньшей нагрузке  $Q_f$ .

8. Проверяют выполнение условий автомодельности напряженно-деформированного состояния около вершины трещины. Эти условия сводятся к неравенствам (1.47), т. е.  $d \geq d_0^*$ ;  $D \geq D_0^*$ , где  $d_0^* = 1,6 \frac{K_{Ic}^{(0)2}}{\sigma_{0,2}^2}$ ;  $D_0^* = 2,3 \frac{K_{Ic}^{(0)2}}{\sigma_{0,2}^2}$ . Подставив полученные значения  $K_{Ic}$  и  $\sigma_{0,2}$  для стали 40Х в эти соотношения, найдем

$$d_0^* = 1,63 \text{ мм}; \quad D_0^* = 2,35 \text{ мм}.$$

9. **З а к л ю ч е н и е.** Исходные размеры образца: диаметр  $D_0 = 16$  мм и перешеек кольцевой трещины  $d_0 = 8,8$  мм — удовлетворяют условиям (1.47). Следовательно, значение коэффициента интенсивности напряжений  $K_{Ic}^{(0)}$  является значением трещиностойкости материала:  $K_{Ic}^{(0)} = K_{Ic}$ . В данном случае для термообработанной стали 40Х с механическими характеристиками  $\sigma_{0,2} = 1410$  МПа и  $\sigma_B = 1570$  МПа  $K_{Ic} = 43,4 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ .

**П р и м е ч а н и е.** Если окажется, что размеры  $D_0$  и  $d$  не удовлетворяют условиям (1.47), то эксперимент необходимо повторить при больших значениях этих параметров с целью установления истинного значения трещиностойкости.

**Пример 2.** Определение трещиностойкости материала  $K_{Ic}$  по схеме трехточечного изгиба цилиндрического образца с кольцевой трещиной, выходящей на поверхность кольцевого концентратора.

Необходимо определить трещиностойкость  $K_{Ic}$  термообработанной стали 40К.

1. Выполняют работы в соответствии с пунктами 1, 2 и 3 примера 1.

2. Образец (см. рис. 1.27, б) подвергают трехточечному изгибу и определяют значение разрушающей нагрузки  $P_c = 3700$  Н.

3. После разрушения образца измеряют действительное значение диаметра перешейка  $d = 8,1$  мм.

Далее поступают аналогично пунктам 6—10 примера 1.

4. Вычисляют в соответствии с формулой (1.43) значение коэффициента интенсивности напряжений  $K_{Ic}$ :

$$K_{Ic} = \frac{PL}{D^2 \sqrt{D}} Y(\epsilon, \epsilon_k) = 45 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}},$$

где  $\epsilon = d/D_0 = 8,1/16 = 0,506$ ;  $\epsilon_k = d/D_k = 8,1/13 = 0,623$ ;

$$Y(\epsilon, \epsilon_k) = 0,7978 \frac{\sqrt{1-\epsilon} [V\epsilon_k(1-\epsilon) + 2\epsilon V\bar{\epsilon}]^2}{\epsilon^2 V\bar{\epsilon} \sqrt{1-0,8012\epsilon}} = 4,91.$$

5. Проверяют выполнение условий образования исходной усталостной трещины. В данном случае

$$Q_f \leq \frac{0,7522 K_{Ic}^{(0)} d^3 F_0(\epsilon)}{\sqrt{dL} [V\epsilon_k(1-\epsilon) + 2\epsilon V\bar{\epsilon}]^2} = 2220 \text{ Н}.$$

Полученные результаты показывают, что требуемое условие по силе  $Q_f$  удовлетворено.

6. Проверяют выполнение условий автомодельности. Для данного случая эти условия имеют вид

$$d \geq d_0^*; \quad D_0 \geq D_0^*,$$

$$\text{где } d_0^* = 1,4 \left( \frac{K_{Ic}^{(0)}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 = 1,43 \text{ мм}; \quad D_0^* = 2,3 \left( \frac{K_{Ic}^{(0)}}{\sigma_{0,2}} \right)^2 = 2,35 \text{ мм}.$$

7. Заключении. Исходные размеры образца  $D_0 = 16$  мм и перешеек кольцевой трещины  $d = 8,1$  мм удовлетворяют условиям автомодельности (1.48). Таким образом, установленное значение  $K_{Ic}$  является значением трещиностойкости материала.

## 1.5. Определение эффективной поверхностной энергии

В [23] предложен метод прямого определения энергетической характеристики трещиностойкости — интенсивности энергии разрушения твердых тел (эффективной поверхностной энергии). Предлагаемый метод базируется на измерении необратимой работы, затрачиваемой внешней нагрузкой в процессе распространения трещины в пластине из хрупкого материала, когда к поверхностям трещины приложены внешние нагрузки.

Важным элементом предлагаемой методики является выбор схемы нагружения. Она должна быть такой, чтобы распространение трещины в теле было устойчивым, а не спонтанным. В таком случае в любой момент распространения трещины в теле имеется возможность прекратить увеличение внешней нагрузки, остановить распространение трещины, разгрузить тело и определить работу, затраченную на образование новых поверхностей тела. Это является основой прямого метода определения энергетической характеристики трещиностойкости  $\gamma_s$  твердого тела.

Для реализации такой методики из хрупкого материала изготавливают пластину определенных размеров (рис. 1.32). В центре пластины высверливают отверстие, через которое с помощью специальных захватов прикладывается сосредоточенная нагрузка. По диаметру отверстия создают трещину длиной  $l_0$ . В процессе нагружения силами  $P$  трещина раскрывается и распространяется в пластине. Если в процессе нагружения с помощью датчиков нагрузки и перемещения записать на двухкоординатном самописце

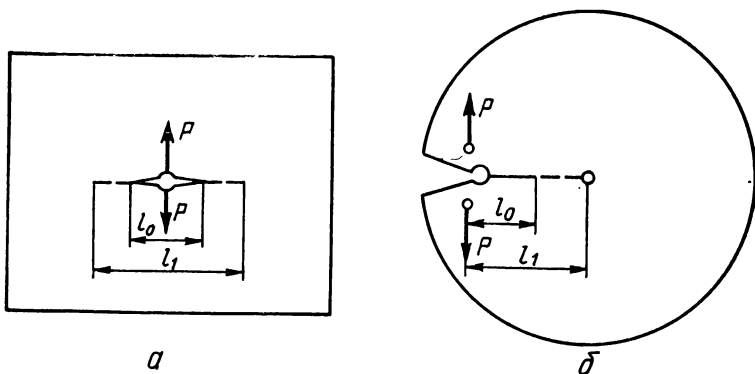


Рис. 1.32. Схема нагружения образцов сосредоточенной нагрузкой с центральной трещиной (а) и боковой трещиной (б) с отверстием для искусственной остановки трещины.

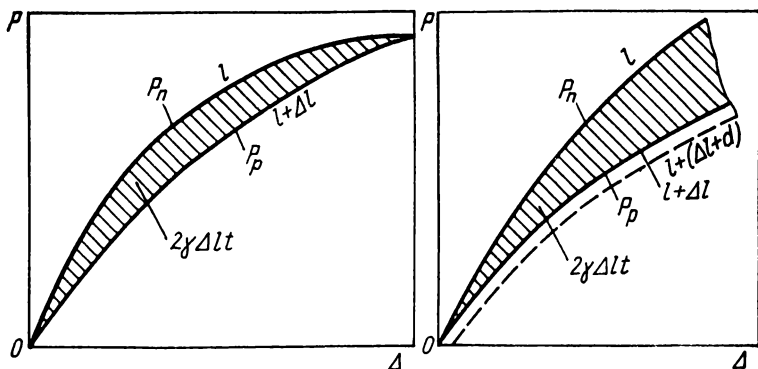


Рис. 1.33. Диаграммы разрушения  $P - \Delta$ .

диаграммы разрушения (рис. 1.33), то в координатах  $P - \Delta$  получим кривую  $P_n$ . Площадь под кривой равна работе  $A_1$ , выполненной внешней нагрузкой  $P$ . При этом длина трещины увеличилась от  $l_0$  до  $l_1$ . Затем, разгружая пластину, записывают кривую  $P_p$ . Площадь диаграммы под кривой равна работе  $A_2$ , освобожденной в процессе разгрузки системы.

Таким образом, при нагружении пластины с трещиной до определенной нагрузки  $P = P_n$  (при этом произошло распространение трещины на длину  $\Delta l = l_1 - l_0$ ) и дальнейшей разгрузке получим баланс энергии (работы):

$$\Delta A = A_1 - A_2. \quad (1.49)$$

Значение  $\Delta A$  равно заштрихованной площади на диаграмме.

В процессе такой деформации в пластине образовались новые поверхности общей площадью

$$S = 2t\Delta l, \quad (1.50)$$

где  $t$  — толщина пластины.

Если обозначить через  $\gamma_s$  энергию, которую необходимо затратить на образование единицы новой поверхности, то вся энергия (работа), которая

израсходована на образование поверхности  $S$ ,

$$\Delta U = \gamma_s S = 2\gamma_s l (l_1 - l_0). \quad (1.51)$$

Необходимо заметить, что в процессе деформации раскрытие и распространение трещины происходит монотонно, без динамических возмущений. Следовательно, при этом в данной системе потери энергии на динамическое рассеивание минимальны. В таком случае необратимая работа  $\Delta A$  должна равняться энергии  $\Delta U$ . Если распространение трещины не происходит, то  $\Delta U = 0$ .

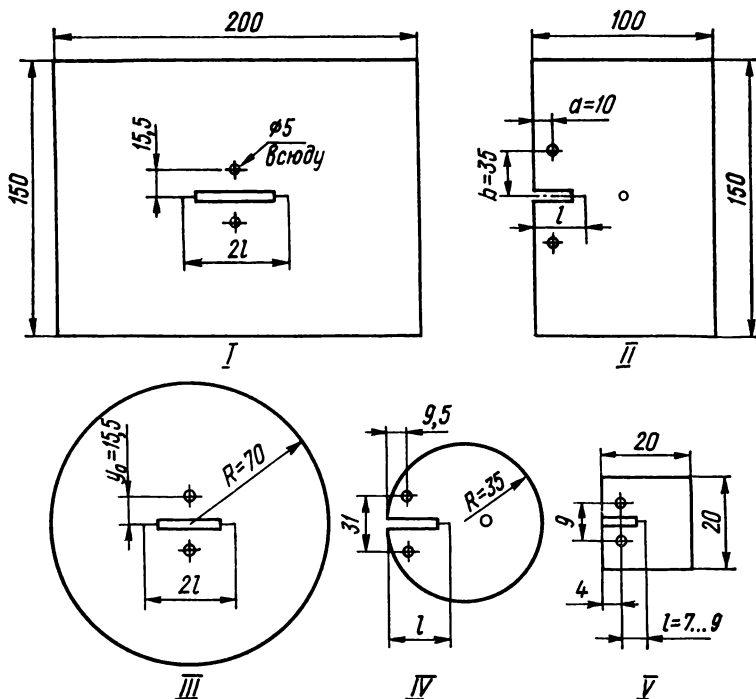


Рис. 1.34. Схемы нагружения, типы и размеры образцов.

Таким образом, для определения интенсивности энергии разрушения хрупкого материала необходимо в каждом конкретном случае определить необратимую работу  $\Delta A$ , измерить прирост трещины  $\Delta l = l_1 - l_0$  и подсчитать  $\gamma_s$  по формуле

$$\gamma_s = \frac{\Delta A}{2l\Delta l} = \frac{\Delta A}{2l(l_1 - l_0)}. \quad (1.52)$$

Такой подход был опробован на пластинах из силикатного стекла [23], а также из полиметилметакрилата [40]. Основные конструктивные размеры образцов из полиметилметакрилата, которые были использованы для экспериментального определения значений  $K_{Ic}$  и  $\gamma_s$ , приведены на рис. 1.34. В таких образцах создавали исходные трещины путем направленного удара острым предметом в вершине надреза. Расчетная длина исходной трещины

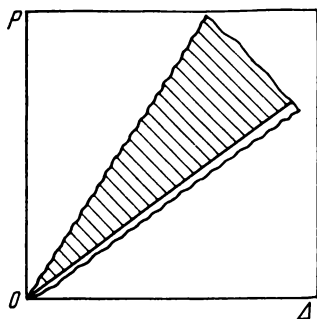


Рис. 1.35. Копия диаграммы разрушения  $P - \Delta$ , записанная по схеме нагружения (см. рис. 1.32, б) образца с трещиной и отверстием.

равнялась сумме длины надреза и длины трещины. Эксперименты проводили на установке, оборудованной тензорезисторными датчиками нагрузки  $P$  и раскрытия трещин  $\Delta$ . Скорость перемещения активного захвата разрывной машины составляла  $0,07 \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$ . На рис. 1.35 показана копия записанной в одном из экспериментов диаграммы. Результаты экспериментов обрабатывали двумя способами: а) фиксировали нагрузку  $P_*$  страгивания исходной трещины и по формулам, соответствующим силовым схемам нагружения образцов, рассчитывали коэффициенты интенсивности напряжений  $K_{Ic}$ ; б) непосредственно прямым способом вычисляли необратимую работу  $\Delta A$ , а затем по формуле (1.52) подсчитывали  $\gamma_s$ . Обработанные в соответствии с формулами табл. 1.12 данные опытов по определению  $K_{Ic}$  для образцов из ПММА представлены в табл. 1.13.

Использованные типы образцов дают одинаковые, в пределах разброса, значения  $K_{Ic}$ , следовательно, тип образца необходимо выбирать исходя из соображений простоты изготовления и с учетом имеющихся заготовок [23, 40]. Эти же данные экспериментальных исследований (диаграммы разруше-

Таблица 1.12. Типы образцов и расчетные формулы для вычисления трещиностойкости

Тип образца	Расчетная формула	Источник
I	$K_I = \frac{P}{t \sqrt{\pi l}}$	[41]
II	$K_I = \frac{\sqrt{2}P}{t \sqrt{\pi l f(\alpha_0, \beta_0)}};$ $\alpha_0 = \frac{x_0}{l}; \quad \beta_0 = \frac{y_0}{l}$	[42]
III	$K_I = \frac{\pi P}{t \sqrt{R f(\beta_0)}}; \quad \beta_0 = \frac{y_0}{R}$	[43]
IV	$K_I = \frac{\sqrt{2}\pi P}{t \sqrt{R f(\alpha_0, \beta_0, e)}};$ $\alpha_0 = \frac{x_0}{R}; \quad \beta_0 = \frac{y_0}{R}; \quad e = \frac{l}{R}$	[44]
V	$K_I = \frac{P}{t \sqrt{b}} Y$	[21]



**Таблица 1.13. Значения трещиностойкости, полученные на различных типах образцов**

Тип образца	Число испытанных образцов	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	Коэффициент вариации, %	Относительная ошибка, %
I	8	$1,00 \pm 0,06$	2,4	5,7
II	12	$1,08 \pm 0,07$	3,1	6,7
III	12	$0,94 \pm 0,03$	1,6	3,5
IV	12	$0,96 \pm 0,03$	1,3	2,8
V	7	$0,97 \pm 0,08$	3,6	8,8

**Таблица 1.14. Трещиностойкость, определенная прямым методом и по теории трещин**

Тип образца	Число испытанных образцов	$\gamma_3$ , $10^4$ Дж · см <sup>-2</sup> (прямой метод)	Коэффициент вариации, %	Относительная ошибка, %	$\gamma_3$ , $10^4$ Дж · см <sup>-2</sup> (через $K_{Ic}$ , см. табл. 1.13)
I	6	$195 \pm 17$	3,6	9,4	$204 \pm 21$
II	6	$196 \pm 26$	5,0	12,8	$237 \pm 29$
III	6	$203 \pm 12$	2,2	5,6	$180 \pm 12$
IV	6	$194 \pm 8$	1,6	4,0	$188 \pm 10$

ния) обрабатывали на предмет определения интенсивности энергии разрушения  $\gamma_3$  прямым способом. Обработанные результаты экспериментов представлены в табл. 1.14. Здесь же приведены значения  $\gamma_3$ , подсчитанные по значениям  $K_{Ic}$ , приведенным в табл. 1.13, по формуле  $\gamma_3 = K_{Ic}^2 (1 - \mu^2)/2E$ ; при этом принято  $E = 2,45 \cdot 10^3$  МПа.

Результаты проведенных экспериментальных исследований показывают хорошее совпадение значений  $\gamma_3$ , определенных прямым путем и на основе решения задач о предельном равновесии пластин с трещинами. Прямой метод применялся для определения интенсивности энергии разрушения алюминиевых и титановых сплавов [45, 46].

В случае применения описанного метода в условиях, затрудняющих получение заданного прироста трещины (например, в закрытых камерах с рабочей средой, термо- и криокамерах, при испытании пластин малых размеров из хрупкого материала и др.), последний можно получить искусственной остановкой трещин, например отверстием небольшого диаметра, высверленным на предполагаемом пути ее распространения (см. рис. 1.32, б). В таком случае диаграмма разрушения  $P - \Delta$  принимает вид, представленный на рис. 1.33, б. При обработке такой диаграммы необходима коррекция площади записанной диаграммы, которая завышена (см. штриховую линию на рис. 1.33) за счет дополнительного смещения берегов трещины, вызванного увеличением податливости образца при наличии отверстия [40].

## 1.6. Методика определения критического раскрытия трещины нормального разрыва

Критическое раскрытие трещины (КРТ) как характеристика трещиностойкости квазихрупких материалов в последнее время находит применение для оценки их склонности к хрупкому разрушению. Теоретической основой

КРТ-критерия является  $\delta_K$ -модель, которая сформулирована в работах [47—49]. Считают, что мерой оценки сопротивления материала хрупкому разрушению, т. е. мерой его трещиностойкости, есть критическое максимальное раскрытие  $\delta_c$  (расстояние между берегами трещины) в тупиковой части в момент ее страгивания. Аналогичную концепцию критического раскрытия трещины выдвинул профессор Белфастского университета А. Уэллс.

Критическое раскрытие трещины  $\delta_c$  считают константой материала при заданных условиях (температуре, скорости деформирования и толщине

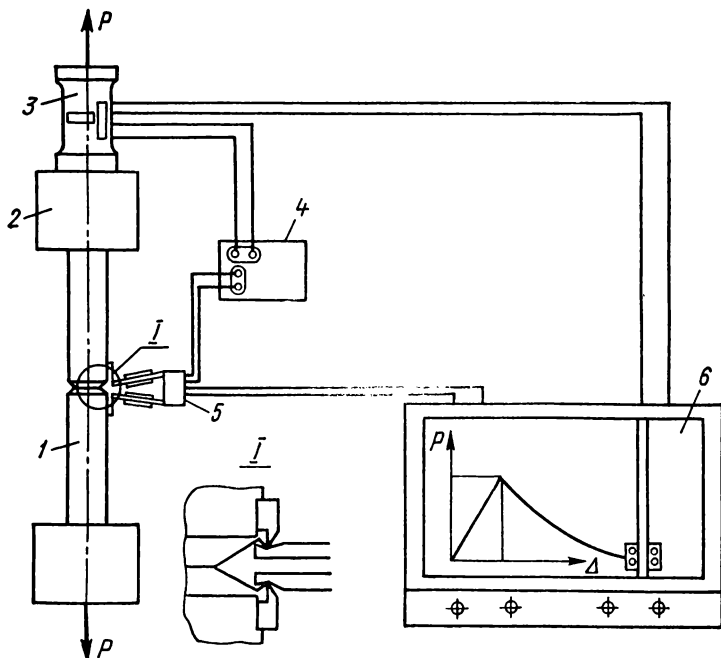


Рис. 1.36. Схема установки для измерения критического раскрытия трещины  $\delta_c$  при нормальном разрыве:

1 — образец; 2 — захват разрывной машины; 3 — датчик нагрузки; 4 — блок питания; 5 — датчик смещения; 6 — двухкоординатный самописец.

элемента). Как следует из теоретических концепций  $\delta_K$ -модели, характеристика  $\delta_c$  непосредственно связана с пластическими деформациями материала в окрестности трещины и, следовательно, более полно отражает свойства материала оказывать сопротивление распространению в нем трещины.

Методика определения значений КРТ связана с подбором таких форм испытываемого образца и таких силовых схем нагружения, которые были бы просты для реализации и для которых возможно решение задачи о предельном равновесии.

В работах [35, 50] изложена методика определения КРТ при растяжении цилиндрического образца с внешней кольцевой трещиной. Методика базируется на решении в рамках  $\delta_K$ -модели задачи о предельно-равновесном состоянии цилиндрического образца с внешней кольцевой трещиной при осевом его растяжении. В результате решения установлены необходимые соотношения между предельной нагрузкой  $P_c$ , критическим раскрытием трещи-

ны  $\delta_c$ , перемещением  $\Delta_c$  между берегами трещины-надреза на поверхности образца:

$$P_c = \frac{2l(\epsilon)}{\sqrt{1-\epsilon}} \sqrt{\frac{2\delta_c \sigma_T G}{\pi(1-\mu)}}; \quad (1.53)$$

$$\delta_c = \frac{G\Delta_c^2 g(\epsilon)}{4(1-\mu) d \sigma_T}, \quad (1.54)$$

где

$$f(\epsilon) = \frac{d \sqrt{\pi d}}{\sqrt{2}} [1 - 0,5000\epsilon - 0,125\epsilon^2 + 0,2757\epsilon^3 - \\ - 0,2082\epsilon^4 + 0,0663\epsilon^5 + 0,0048\epsilon^6 - 0,0130\epsilon^7; \\ g(\epsilon) = 1 + 1,8396\epsilon + 2,5381\epsilon^2 + 2,4751\epsilon^3 + \\ + 2,4062\epsilon^4 + 2,0904\epsilon^5 + 1,7814\epsilon^6 + 1,2109\epsilon^7.$$

Пользуясь формулами (1.53), (1.54), а также неравенствами (1.47), критическое раскрытие определяют следующим образом. Подготовленный (см. рис. 1.27, а) цилиндрический образец закрепляют на разрывной машине, оборудованной необходимыми датчиками для записи на двухкоординатном самописце диаграммы  $P - \Delta$  (нагрузка — перемещение) (рис. 1.36).

В процессе эксперимента записывают диаграмму  $P - \Delta$  между берегами трещины — надреза на поверхности образца, включая предельные значения  $P = P_c$  и  $\Delta = \Delta_c$ , т. е. доводят образец до разрыва. Согласно (1.53), (1.54) диаграмма  $P - \Delta$  должна быть линейной. Если диаграмма получилась нелинейной, то эксперимент считают неудачным. После разрушения образца определяют также диаметр перешейка  $d$  и подсчитывают относительную глубину трещины  $\epsilon = d/D$ , а затем на основании экспериментальных данных ( $P_c$ ,  $\epsilon$ ,  $\sigma_T$ ,  $E$ ) проверяют выполнение условий (1.47). Если эти условия выполняются и диаграмма  $P - \Delta$  линейная, то, пользуясь формулой (1.54), вычисляют значения характеристики  $\delta_c$ . Для данного материала в качестве характеристики трещиностойкости принимают среднее значение, взятое из трех—пяти испытаний. Если указанные выше условия не выполняются, то эксперимент повторяют на образцах большего диаметра для получения достоверного значения  $\delta_c$ . Если изготовить образцы необходимых размеров невозможно, то  $\delta_c$  является условным, т. е. характеристикой свойств образца, а не материала. В [35] применена описанная методика для определения  $\delta_c$  термически обработанной стали 40Х. Результаты экспериментов представлены в табл. 1.15, а на рис. 1.37 представлены диаграммы разрушения образцов термообработанной стали 40Х диаметром  $D = 16$  мм с кольцевыми трещинами:  $a - \epsilon = 0,672$  и  $b - \epsilon = 0,552$ .

Научно-методическая комиссия по стандартизации в области механики разрушения секции «Расчеты и испытания на прочность» НТС Госстандарта, обобщив опыт отечественных и зарубежных исследователей, рекомендует [2] критическое раскрытие трещины определять по результатам испытаний плоских образцов на сосредоточенный изгиб (см. рис. 1.10), внецентренное

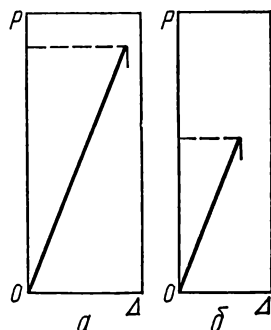


Рис. 1.37. Диаграммы разрушения цилиндрических образцов  $D = 16$  мм термообработанной стали 40Х с кольцевыми трещинами различной глубины:  $a - \epsilon = 0,672$  ( $P_c = 72$  кН;  $K_{Ic} = 44$  МПа  $\cdot \sqrt{\text{м}}$ );  $b - \epsilon = 0,522$  ( $P_c = 45$  кН;  $K_{Ic} = 42,4$  МПа  $\cdot \sqrt{\text{м}}$ ).

растяжение дискового образца (см. рис. 1.12), внецентренное растяжение прямоугольного образца (см. рис. 1.13). Могут быть использованы также цилиндрический образец с внешней кольцевой трещиной (см. рис. 1.8), плоские образцы для испытаний на осевое растяжение с одной центральной и двумя боковыми трещинами (см. рис. 1.9) и одной боковой трещиной (см. рис. 1.11).

Предварительно в выбранном образце с механическим надрезом создают усталостную трещину по соответствующей схеме нагружения. Режимы создания усталостных трещин оговорены ранее (см. с. 30).

Таблица 1.15. Критическое раскрытие трещины для стали 40X

$T_{отп}$ К	Номер образца	$D$ , мм	$d$ , мм	$s$	$P$ , $10^{-2}$ Н	$K_{Ic}$ $\sqrt{\text{МПа} \cdot \text{м}}$	$\Delta_c$ $10^3$ мм	$\delta_c$ $10^3$ мм
673	1	10	5,10	0,51	266	54	2,37	0,71
	2	10	6,00	0,60	342	52	2,15	0,64
	3	10	5,50	0,55	315	56	2,41	0,76
	4	10	4,50	0,45	213	54	2,39	0,69
	1	16	9,92	0,62	630	45	2,27	0,49
	2	16	7,19	0,45	404	50	2,84	0,61
	3	16	6,72	0,42	349	48	2,84	0,64
	4	16	9,44	0,59	634	49	2,60	0,58
573	1	10	4,60	0,46	138	33	1,49	0,25
	2	10	5,80	0,58	194	31	1,32	0,21
	3	10	5,20	0,52	181	36	1,55	0,28
	4	10	4,30	0,43	127	34	1,53	0,26
	1	16	8,16	0,51	372	37	2,07	0,31
	2	16	9,60	0,60	458	35	1,81	0,26
	3	16	6,72	0,42	250	35	1,97	0,27
	4	16	9,12	0,57	410	34	1,82	0,26
473	1	10	5,30	0,53	131	25	1,08	0,13
	2	10	5,50	0,55	145	26	1,11	0,14
	3	10	4,90	0,49	111	24	1,07	0,13
	4	10	4,10	0,41	88	26	1,16	0,14

В процессе испытаний для образцов, приведенных на рис. 1.10—1.13, рекомендуется измерять перемещения берегов трещины  $\Delta_1$  и  $\Delta_2$  на расстояниях  $a_1$  и  $a_2$  от вершины трещины с помощью двух датчиков смещения. При этом  $a_1 = 2 \div 3$  мм,  $a_2 \geq 5 \div 6$  мм. Критическое раскрытие трещины  $\delta_c$  определяют для точек  $C$  на диаграммах I—III (см. рис. 1.19) и для точки  $O$  на диаграмме IV (см. рис. 1.19) по формуле

$$\delta_o = \Delta_{c1} \frac{(a_2/a_1 - \Delta_{c2}/\Delta_{c1})}{a_2/a_1 - 1} \quad (1.55)$$

Значение  $\delta_c$  может быть определено по данным измерения перемещений берегов трещины  $\Delta$  одним датчиком смещения на расстоянии  $a$  от вершины трещины. При этом  $a = l - z + (c - b)$  при схеме установки для закрепления датчика смещения, изображенной на рис. 1.38, а и  $a = l + z + (c - b)$  при схеме установки датчика согласно рис. 1.38, б для образцов на внецентренное растяжение: дискового (см. рис. 1.12) и прямоугольного (см. рис. 1.13);  $a = l - z$  при установке датчика по схеме, приведенной на

рис. 1.38, а, и  $a = l + z$  при установке датчика по схеме, данной на рис. 1.38, б, для образцов для испытаний на трехточечный изгиб (см. рис. 1.10) и на осевое растяжение (см. рис. 1.11). В этих случаях критическое раскрытие трещины  $\delta_c$  определяют по формуле

$$\delta_c = \frac{\Delta_c}{1 + \eta \frac{a}{b-l}}, \quad (1.56)$$

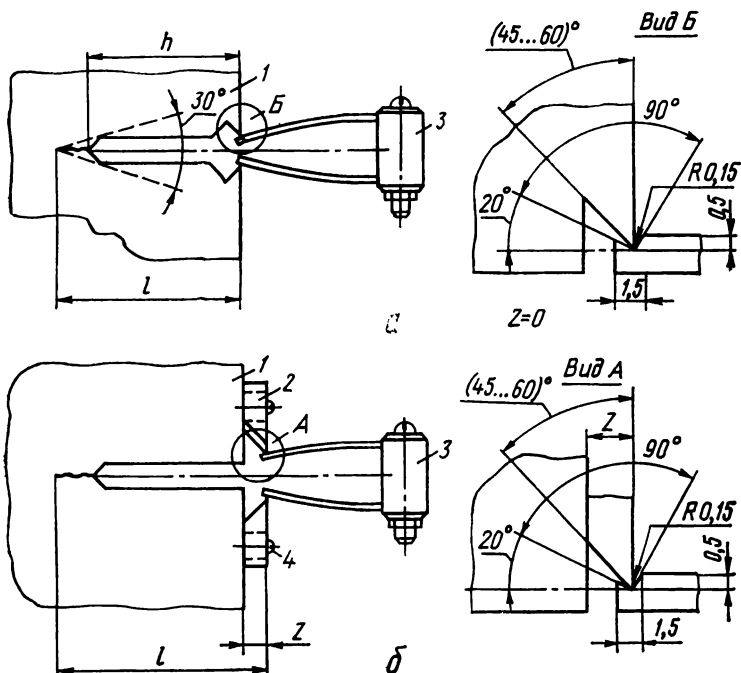


Рис. 1.38. Схемы крепления датчика смещения в пазах образца (а) и с помощью планок (б):

1 — образец; 2 — планка; 3 — датчик смещения; 4 — винт.

где  $\eta = n_1 \frac{b}{l} \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_N} \geq 2,2$ ;  $n_1 = 3,0$ ;  $\sigma_N = \frac{1,5P_c L}{t(b-l)^2}$  для испытаний на изгиб;  $n_1 = 3,75$ ;  $\sigma_N = \frac{P_c}{t(b-l)} \left(1 + 3 \frac{b+l}{b-l}\right)$  для испытаний на внецентренное растяжение.

Согласно [2] критическое раскрытие трещины на цилиндрических образцах с внешней кольцевой трещиной (см. рис. 1.8) при  $a = \frac{D-d}{2} + z$ , на плоских образцах (см. рис. 1.9) с боковыми трещинами при  $a = l - z$  (см. рис. 1.38, а) и  $a = l + z$  (см. рис. 1.38, б), а также с центральной трещиной при  $a = l$  определяется по формуле

$$\delta_o = \Delta_o - \frac{K_c}{E} \left(4 \sqrt{a} - 0,75 \frac{K_c}{\sigma_a}\right). \quad (1.57)$$

## 1.7. Определение трещиностойкости материалов при развитии трещин поперечного или продольного сдвига

Анализ разрушения высоконагруженных инженерных конструкций показывает, что при этом происходит быстрое или замедленное развитие трещин под действием касательных напряжений. В таких случаях подход к прочности с позиций трещиностойкости при продольном и поперечном сдвигах приобретает важное значение для оценки несущей способности тонкостенных и многослойных пластин и оболочек, композиционных материалов, бурильных колонн, валов машин и др.

В последние годы получили развитие работы по оценке трещиностойкости материалов при поперечном сдвиге [51—62], а также исследования по разработке методов оценки трещиностойкости при продольном сдвиге [63—72].

При наличии трещин продольного сдвига предельно-равновесное состояние квазихрупких тел определяют [67, 69] с помощью критерия, аналогичного критерию Ирвина для трещин нормального отрыва, а именно

$$K_{III}(\tau, a, \dots, a_m) = K_{IIIc}, \quad (1.58)$$

где  $K_{IIIc}$  — критическое значение коэффициента интенсивности напряжений при продольном сдвиге;  $\tau$  — касательные напряжения на границе зоны предразрушения;  $a_i$  ( $i = 1, 2, \dots, m$ ) — параметры, характеризующие геометрические размеры тела и трещины.

В элементах конструкции нередки случаи, когда трещина располагается в поле напряжений от внешней нагрузки так, что она работает не только на отрыв (тип I), но и на поперечный (тип II) и (или) на продольный (тип III) сдвиг. В связи с этим для определения несущей способности элемента конструкции, а также трещиностойкости материала в конкретных условиях необходимы методы оценки соответствующих характеристик трещиностойкости.

Очевидно, что при действии напряжений с коэффициентами интенсивности напряжений  $K_I$ ,  $K_{II}$  и  $K_{III}$  можно формулировать критерий разрушения в виде некоторой поверхности

$$F(K_I, K_{II}, K_{III}, K_{Ic}, K_{IIc}, K_{IIIc}) = 0 \quad (1.59)$$

в пространстве  $K_I, K_{II}, K_{III}$ , где  $K_{Ic}, K_{IIc}, K_{IIIc}$  — характеристики трещиностойкости, определяемые координатами точек пересечения соответствующих осей поверхностью  $F$ .

Произвести раздельное и независимое определение характеристик  $K_{IIc}$  и  $K_{IIIc}$  методически достаточно сложно. Известно несколько типов образцов, позволяющих производить испытания с определением  $K_{IIc}$  и  $K_{IIIc}$ . Одним из первых нашел применение удобный способ определения характеристики  $K_{IIIc}$  совместно с  $K_{Ic}$  при растяжении плоских образцов с наклонной трещиной. При этом у вершины создается поле напряжений, описываемое коэффициентами  $K_I$  и  $K_{III}$  [68]. Их максимальные значения равны

$$K_I = \eta K_{III}, \quad K_{III} = \sigma_n \frac{\sqrt{\pi a l}}{\sqrt{4a + \pi^2 l}} \frac{\sqrt{(1 - 2\mu)^2 + 4\lambda^2}}{1 + \lambda^2}, \quad (1.60)$$

$$\eta = \frac{1 + 2\mu + \sqrt{(1 - 2\mu)^2 + 4\lambda^2}}{\sqrt{(1 - 2\mu)^2 + 4\lambda^2}}, \quad \lambda = \operatorname{tg} \alpha,$$

где  $\sigma_n$  — номинальное напряжение,  $l$  — глубина трещины,  $a$  — расстояние от вершины трещины до оси образца,  $\alpha$  — угол наклона трещины к плоскости поперечного сечения образца.

Нанесение боковых трещин на образцы осуществляется в два этапа. На первом этапе делаются надрезы образца под углом к его оси. На втором этапе на вибраторе производится инициирование усталостной трещины. Наилучшие результаты дает метод выращивания усталостных трещин при знакопеременном чистом изгибе образцов. Для получения гладкого фронта исходной трещины целесообразно при нанесении трещины попеременно нагружать надрез растягивающими и сжимающими напряжениями [69].

Требования к нанесению трещины, форме и предельным отклонениям образцов аналогичны требованиям при испытаниях образцов на  $K_{Ic}$ . При проведении испытаний каждый образец оснащается двумя датчиками смещения. Один датчик регистрирует нормальную составляющую вектора перемещения по отношению к берегам трещины, другой — составляющую продольного сдвига, т. е. составляющую вектора перемещения вдоль берегов трещины. На двухкоординатных потенциометрах регистрируются диаграммы нагрузка — смещение берегов трещины отрывом и нагрузка — смещение берегов трещины продольным сдвигом. Требования к регистрации параметров нагрузки и смещения берегов трещины аналогичны требованиям при испытаниях на трещиностойкость  $K_{Ic}$ .

По диаграммам нагрузка — смещение берегов трещины продольным сдвигом определяется параметр трещиностойкости  $K_{IIIc}$ , а также критическое раскрытие трещины продольного сдвига и значение  $J$ -интеграла. Расчеты указанных параметров проводятся аналогично расчетам при оценке  $K_{Ic}$ .

Параметр  $K_{IIIc}$  рассчитывается по соотношениям для площадки максимальных касательных напряжений, критерии критического раскрытия и  $J$ -интеграл — для плоскости развития трещины. Это связано с тем, что при испытаниях образцов с наклонными трещинами направление вектора перемещения по отношению к берегам трещины не остается постоянным: при разрушениях продольным сдвигом в начальной стадии развития трещины вектор перемещений совпадает с площадками максимальных касательных напряжений, а при дальнейшем развитии разрушения он поворачивается в направлении к плоскости трещины. Этим и объясняется тот факт, что разрушение продольным сдвигом, начавшееся на площадках максимальных касательных напряжений, заканчивается макросдвигом в плоскости трещины.

Во избежание больших ошибок в определении  $K_{IIIc}$  рекомендуется брать угол наклона трещины  $\alpha$  равным  $30^\circ$  и больше [62, 73].

Хотя определение  $K_{Ic}$  и  $K_{IIIc}$  имеет самостоятельный интерес, большую информацию можно получить из их сопоставления. Так, например, исходя из уравнения (1.59) можно сформулировать условия разрушения в виде системы неравенств, которые отражают диморфизм разрушения в локальных объемах:

разрушение отрывом —

$$\frac{K_{I\max}}{K_{Ic}} > \frac{K_{II\max}}{K_{IIc}} \quad \text{и} \quad \frac{K_{I\max}}{K_{Ic}} > \frac{K_{III\max}}{K_{IIIc}}; \quad (1.61)$$

разрушение поперечным сдвигом —

$$\frac{K_{I\max}}{K_{Ic}} < \frac{K_{II\max}}{K_{IIc}} \quad \text{и} \quad \frac{K_{I\max}}{K_{Ic}} > \frac{K_{III\max}}{K_{IIIc}}; \quad (1.62)$$

разрушение продольным сдвигом —

$$\frac{K_{I\max}}{K_{Ic}} > \frac{K_{II\max}}{K_{IIc}} \quad \text{и} \quad \frac{K_{I\max}}{K_{Ic}} < \frac{K_{III\max}}{K_{IIIc}}. \quad (1.63)$$

Использование этих критериев корректно при температуре ниже хрупко-вязкого перехода, устанавливаемой по виду излома с помощью соотношений

$$K_{I\max}K_{IIc} = K_{II\max}K_{Ic} \text{ и } K_{I\max}K_{IIIc} = K_{III\max}K_{Ic}. \quad (1.64)$$

Графическое изображение приведенной системы критериев разрушения приводит к диаграмме состояний (рис. 1.39), аналогичной диаграмме механического состояния Я. Б. Фридмана.

Рассмотрим несколько примеров использования этой схемы для объяснения влияния различных факторов на сопротивляемость материалов

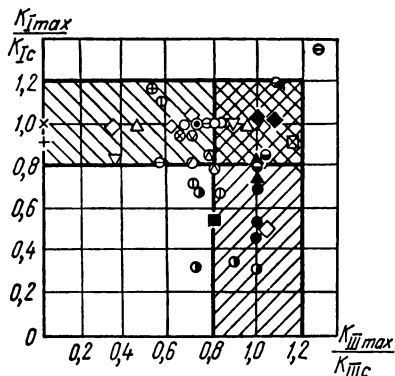


Рис. 1.39. Предельная поверхность разрушения тел с трещинами при произвольном напряженном состоянии у вершины трещины:

+, ⊕, ⊗, ⊠ — NaCl, угол наклона  $\alpha = 0, 20, 45$  и  $70^\circ$  соответственно, отрыв;  $\Delta$ ,  $\nabla$  — сталь 20X13,  $\alpha = 30$  и  $45^\circ$ , отрыв;  $\blacktriangle$ ,  $\bullet$  — то же, срез;  $\diamond$ ,  $\circ$  — сталь ЭП428,  $\alpha = 0, 30$  и  $45^\circ$ , отрыв;  $\blacklozenge$ ,  $\circ$  — то же, срез;  $\times$ ,  $\nabla$ ,  $\circ$  — сталь P2M,  $\alpha = 30$  и  $45^\circ$ , отрыв;  $\ominus$  — то же,  $\alpha = 45^\circ$ , срез;  $\odot$ ,  $\otimes$  — сталь 34XНЗМ,  $\alpha = 30$  и  $45^\circ$ , отрыв;  $\square$  — то же,  $\alpha = 30$  и  $45^\circ$ , срез;  $\oplus$ ,  $\otimes$  — стали ЭП631, ЭП698,  $\alpha = 45^\circ$ , отрыв [73].

развитию трещин [73]. Из системы неравенств (1.61) — (1.63) и рис. 1.39 видно, что увеличение жесткости напряженного состояния  $\eta$  в вершине трещины повышает вероятность разрушения отрывом. Так, в условиях всестороннего растяжения в вершине трещины ( $\mu = 0,5$  и  $\lambda = 0$ ) разрушение возможно лишь путем отрыва берегов трещины. В условиях сжатия также возможно нестабильное развитие трещины путем продольного или поперечного сдвига. При гидростатическом сжатии в вершине трещины ( $\mu = 0,5$  и  $\lambda = 0$ ) разрушение тел с трещинами невозможно. Применительно к наклонной трещине с увеличением угла ее наклона к поперечному сечению жесткость напряженного состояния в вершине трещины уменьшается, а следовательно, возрастает вероятность разрушения путем сдвига берегов трещины.

Опыты на сталях с различным уровнем исходных прочностных свойств показали [68], что с увеличением предела текучести параметр  $K_{IIIc}$  возрастает. С точностью  $\pm 20\%$  возможно определение этого параметра из эмпирического соотноше-

ния  $K_{IIIc} = A\sigma_{0,2}^m$  ( $A = 10$ ,  $m = 0,5$ ). Отсюда следует, что все факторы, повышающие предел текучести, увеличивают вероятность разрушения отрывом, и наоборот. Так, например, с уменьшением температуры следует ожидать увеличения сопротивляемости развитию трещины путем продольного или поперечного сдвига. Это приводит к переходу от одного механизма разрушения (сдвигом берегов трещины) к другому (отрывом ее берегов).

Увеличение скорости деформирования вызывает значительное повышение предела текучести, а следовательно, и повышение переходной температуры по виду излома и увеличению вероятности хрупкого разрушения (см. соотношения (1.64) и рис. 1.39). Аналогичное явление происходит при радиационном облучении материалов, понижении температуры отпуска и т. д. Из этого следует, что с повышением предела текучести в сталях  $K_{IIIc}$  увеличивается, а следовательно, повышается вероятность хрупкого разрушения путем отрыва. Для материалов низкой и средней прочности значения  $K_{IIC}$  малы, и практически даже на образцах больших размеров при  $\alpha = 0$  не



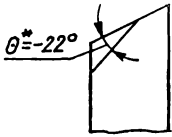
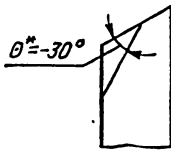
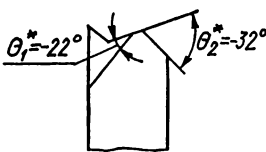
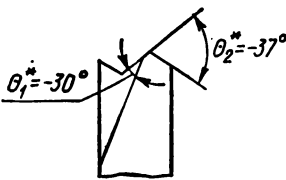
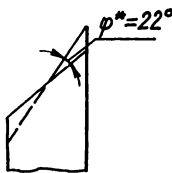
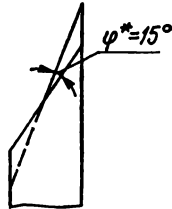
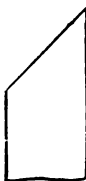

		$\alpha = 45^\circ$	$\alpha = 60^\circ$
Обобщенный нормальный отрыв	Разрушение по главному площадке $\theta_{\text{глав}}$	 $\theta^* = -22^\circ$	 $\theta^* = -30^\circ$
	Смешанное разрушение	 $\theta_1^* = -22^\circ$ $\theta_2^* = -32^\circ$	 $\theta_1^* = -30^\circ$ $\theta_2^* = -37^\circ$
Обобщенный сдвиг	Разрушение по главной площадке $\varphi_{\text{глав}}$	 $\varphi^* = 22^\circ$	 $\varphi^* = 15^\circ$
	Разрушение в плоскости трещины		

Рис. 1.40. Схемы разрушения образцов с наклонными боковыми трещинами в условиях хрупкого (отрыв) и квазивязкого (продольный срез) разрушения:

$\theta^*$  — угол наклона главной площадки максимальных нормальных напряжений ( $\theta_1^*$  — начальная,  $\theta_2^*$  — конечная траектории трещины),  $\varphi^*$  — угол главной площадки максимальных касательных напряжений [69].

удается получить разрушения отрывом. Наоборот, для высокопрочных сталей разрушение сдвигом может произойти в ряде случаев лишь при существенном уменьшении жесткости напряженного состояния в вершине трещины, например в условиях чистого сдвига берегов трещины. Отсюда следует, что ограничение верхних значений пределов текучести способствует повыше-

нию сопротивляемости деталей хрупким разрушениям при наличии дефектов или трещин.

Значение  $K_{IIIc}$  увеличивается с возрастанием размеров образца [68]. Это позволяет объяснить влияние масштаба на повышение переходных температур хрупкости по виду излома на основании системы неравенств (1.61) — (1.63) и рис. 1.39. Нетрудно видеть, что при увеличении размеров образцов переходные температуры по виду излома увеличиваются, а вероятность хрупкого разрушения возрастает.

Влияние размера наследственного зерна аустенита на критерии локального разрушения выявлено путем обработки результатов испытаний образцов с трещиной из сталей 20X13, 15X11МФ, ЭИ961, 08X15Н5Д2Т и 09X16Н4Б (более 300 опытов). Установлено, что с увеличением размера зерна значения  $K_{Ic}$  и  $K_{IIIc}$  уменьшаются в соответствии с соотношением  $K_I = a_i \rho^{-n}$ , где  $n = 0,5$  для разрушения путем отрыва берегов трещины ( $i = I$ ) и  $n = 0,25$  для разрушения путем продольного сдвига ( $i = III$ ). Уменьшение размера зерна приводит к увеличению отношения  $K_{Ic}/K_{IIIc}$ , а следовательно (см. рис. 1.39 и соотношения (1.64)), и к понижению переходной температуры по виду излома. Таким образом, все факторы, препятствующие быстрому росту зерна аустенита в процессе высокотемпературного нагрева, повышают сопротивляемость этих сталей развитию хрупких трещин.

На рис. 1.40 показаны возможные схемы разрушения образцов с наклонными боковыми трещинами в условиях хрупкого (обобщенный нормальный отрыв) и квазивязкого (смешанное разрушение и продольный сдвиг) разрушений. Для образцов с наклонной трещиной вид излома является объективным критерием перехода от одного механизма разрушения к другому. Температура, соответствующая переходу от разрушения образца нормальным отрывом к разрушению продольным сдвигом, называется переходной температурой по виду излома и зависит от характера напряженного состояния в вершине трещины и критериев локального разрушения  $K_{Ic}$  и  $K_{IIIc}$  согласно (1.64).

Приведем пример построения диаграмм предельного состояния в локальных объемах тел с трещинами из различных материалов на образцах с боковыми наклонными трещинами.

Все испытания проводились на образцах сечением  $15 \times 15$  мм с глубиной трещины 3 мм при углах ее наклона 0, 20, 30, 56, 60 и 70° в диапазоне температур от 77 до 277 К [69].

На рис. 1.41 представлены диаграммы предельного состояния в безразмерных координатах, построенные по результатам испытаний образцов с боковой трещиной и по данным, полученным при кручении и совместном растяжении и кручении образцов. Заштрихованные области на диаграммах соответствуют континуальной модели разрушения [68], основанной на концепции диморфизма в локальных объемах. Кривая  $I$  соответствует эмпирическому критерию Эрдогана и Си [74], кривая  $II$  — эмпирической диаграмме предельного состояния для высокопрочной стали [75].

На основании представленных на рис. 1.41 данных приходим к следующим выводам: 1) метод оценки  $K_{IIIc}$  на образцах с боковыми трещинами дает такие же результаты, как испытания образцов с трещиной путем кручения или растяжения и кручения; 2) для сталей с различным уровнем прочности, а также высокопрочных титановых и алюминиевых сплавов возможность разрушения путем продольного сдвига можно не учитывать лишь при условии, что  $K_{III} < (0,7 \div 0,8) K_{IIIc}$ , поэтому следует тщательно изучить влияние внешних и внутренних факторов на параметр трещиностойкости  $K_{IIIc}$ ; 3) модель Эрдогана и Си [74] описывает нижнюю границу экспериментальных данных, континуальная модель А. А. Чижики — верхнюю границу.

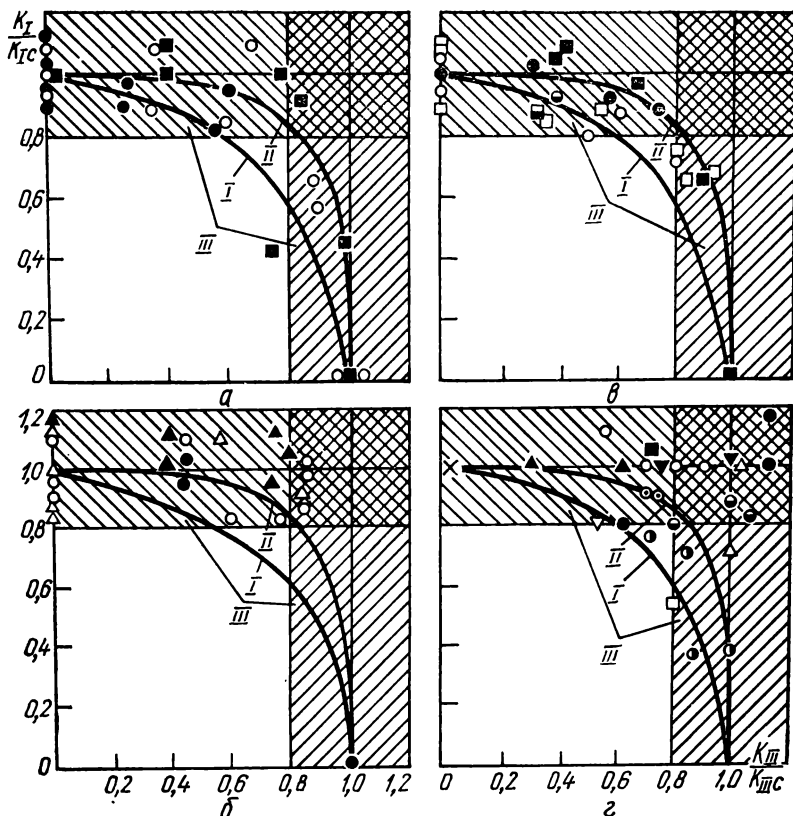


Рис. 1.41. Диаграммы предельного состояния при произвольном напряженном состоянии (механизм отрыва и продольного сдвига):

$I - n = m = 2$ ;  $II - n = 2, m = 4,75$ ;  $III - n = m = \infty$ ;  $a$  — сталь 4340;  $\circ$  — образец с круговой трещиной при растяжении и кручении;  $\bullet$  — образец круглый с односторонней трещиной и прямой границей при растяжении и кручении;  $\square$  — образец круглый с односторонней трещиной и круговой границей при растяжении и кручении;  $b$  — алюминиевый сплав 2219-T87:  $\circ$  — полый цилиндрический образец  $d = 29,2$  мм с боковой трещиной  $l = 22,4$  мм при растяжении;  $\bullet$  — то же, при кручении;  $\triangle$  — то же,  $d = 24,9$  мм,  $l = 15,2$  мм при растяжении;  $\blacktriangle$  — то же, при кручении;  $в$  — титановый сплав Ti — 6Al — 4V:  $\square$  — полый цилиндрический образец  $d = 34,6$  мм с боковой сквозной трещиной  $l = 14,2$  мм при растяжении;  $\bullet$  — то же, при кручении;  $\blacksquare$  — то же, при растяжении и кручении;  $\circ$  — то же,  $d = 31$  мм,  $l = 14,2$  мм при растяжении;  $\bullet$  — то же, при кручении;  $\odot$  — то же, при растяжении и кручении;  $г$  — сталь;  $\triangle$ ,  $\circ$  — сталь 20X12ВНМФА,  $\alpha = 30$  и  $45^\circ$ , отрыв;  $\triangle$ ,  $\bullet$  — то же, срез;  $\times$ ,  $\nabla$ ,  $\bullet$  — сталь 25X1М1ФА,  $\alpha = 0,30$  и  $45^\circ$ , отрыв;  $\odot$  — то же,  $\alpha = 45^\circ$ , срез;  $\nabla$ ,  $\bullet$  — сталь 34ХНЗМА,  $\alpha = 30$  и  $45^\circ$ , отрыв;  $\square$  — то же,  $\alpha = 60^\circ$ , срез;  $\blacksquare$  — сталь 38ХНЗМА, цилиндрический образец с кольцевой трещиной при растяжении и кручении [69].

Последнее показывает, что при смешанном разрушении следует ожидать зависимости  $K_{III}$  от нормальных напряжений, действующих в плоскости трещины (эффект Кулона — Мора). При этом может происходить не дискретный а плавный переход от локального механизма нормального отрыва к механизму продольного сдвига. В связи с этим для описания поверхности

предельного состояния предложено следующее уравнение:

$$\left(\frac{K_I}{K_{Ic}}\right)^n + \left(\frac{K_{III}}{K_{IIIc}}\right)^m = 1, \quad (1.65)$$

где  $n$  и  $m$  — константы, определяемые экспериментально.

При  $n = m = 1$  получаем диаграмму предельного состояния Качанова [76], при  $n = m = 2$  — Эрдогана и Си [74], при  $n = m = 4$  — диаграмму предельного состояния для графита в условиях сжатия [55]. Случай  $n = m = \infty$  соответствует модели А. А. Чижики [55, 68], основанной на концепции диморфизма разрушения.

При  $n = 2$ ,  $m = 4,75$  получаем диаграмму предельного состояния при совместном растяжении и кручении образцов из высокопрочной стали [75]. Для анизотропных материалов следует ожидать неодинаковых параметров  $n$  и  $m$  [77, 78].

Для определения трещиностойкости  $K_{IIc}$  при поперечном сдвиге предложен образец типа компактного (рис. 1.42) [56]. Коэффициент интенсивности напряжений для такого образца, полученный методом конечных элементов, определяется по формуле

$$K_{II} = \sigma \sqrt{l} Y(l/b), \quad (1.66)$$

где напряжение  $\sigma = P/tH$ , а корректирующий множитель  $Y$  задан в табл. 1.16 для трех значений ширины  $H$  плеч образца [79].

Рис. 1.42. Компактный образец для испытаний на поперечный сдвиг.

Испытания ведут, как обычно, с записью диаграммы нагрузка — смещение, на которой для расчета  $K_{IIc}$  отмечается разрушающая нагрузка  $P_c$ . Характерным в этих испытаниях является уход трещины при ее развитии от исходного направления в сторону внешних кромок образца (при этом трещина ориентируется на разрушение отрывом, т. е. по I типу).

Эксперимент, поставленный на алюминиевом сплаве 2024-T4 ( $H = 25$  мм,  $l/b = 0,8$ ), дал трещиностойкость  $K_{IIc} = 51,8$  МПа  $\cdot \sqrt{\text{м}}$ , в то время как  $K_{Ic} = 34,7$  МПа  $\cdot \sqrt{\text{м}}$ .

В последнее время значительное внимание уделяется разработке методов оценки трещиностойкости при продольном сдвиге. Так, в работах [80,

Таблица 1.16. Корректирующий множитель  $Y(l/b)$  для внецентренного образца при поперечном сдвиге

$\frac{l}{b}$	$Y(l/b)$ при $H$ , мм			$\frac{l}{b}$	$Y(l/b)$ при $H$ , мм		
	37	25	12		37	25	12
0,1	1,2	1,1	1,07	0,5	1,33	0,96	0,55
0,2	1,26	0,99	0,9	0,6	1,45	1,1	0,54
0,3	1,3	0,95	0,76	0,7	1,64	1,15	0,58
0,4	1,32	0,95	0,65	0,8	1,98	1,3	0,65

81] предлагается определять  $K_{IIIc}$  по схеме кручения сплошных образцов с кольцевой трещиной; аналогичные исследования проведены в работах [71, 72] по определению  $K_{IIIc}$  путем кручения сплошных цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами, полых образцов со сквозной сегментовидной трещиной и цилиндрических образцов с эллиптической и боковой трещинами с круговым или прямым фронтом. В работах [68, 70] предлагается определять  $K_{IIIc}$  на образцах с наклонной боковой трещиной.

В работе [65] интерполяционным методом решена задача о предельно-равновесном состоянии сплошного цилиндра с кольцевой трещиной при кручении (рис. 1.43). В результате получена аналитическая зависимость для определения коэффициента интенсив-

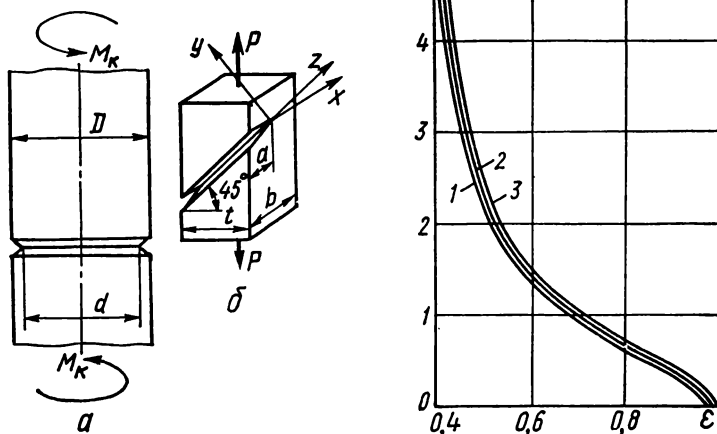


Рис. 1.43. Схемы нагружения образцов для испытаний на продольный сдвиг:

$a$  — кручение;  $b$  — растяжение.

Рис. 1.44. Зависимость  $Y(\epsilon)$ .

Кривые 1, 2, 3 соответствуют [65], [81], [82].

ности напряжений при распространении трещин по механизму продольного сдвига:

$$K_{III} = \frac{M_K}{R^2 \sqrt{R}} Y(\epsilon), \quad (1.67)$$

где

$$Y(\epsilon) = \frac{0,4231 \sqrt{1-\epsilon}}{\epsilon^2 \sqrt{\epsilon} \sqrt{1-0,8594\epsilon}}.$$

Значения безразмерной функции  $Y(\epsilon)$  приведены в табл. 1.17.

На рис. 1.44 для сравнения полученных результатов [65] (кривая 1) отложены результаты аналогичных исследований [81, 82] (кривые 2 и 3 соответственно). Как видно из рисунка, результаты, полученные разными авторами, дают хорошее совпадение. Это позволяет рекомендовать силовую схему кручения цилиндрического образца с кольцевой трещиной в качестве основной для определения характеристик трещиностойкости при продольном сдвиге.

В работе [80] установлены требования к размерам трещины и образца, выполнение которых обеспечивает достоверные значения экспериментально полученных значений трещиностойкости при продольном сдвиге:

для бруса с наклонной боковой трещиной (рис. 1.43, б)

$$b \geq 11,8 \frac{K_{IIIc}^2}{\tau_T^2}; \quad a \geq 4,7 \frac{K_{IIIc}^2}{\tau_T^2}; \quad (1.68)$$

для кручения цилиндрического образца с кольцевой трещиной (рис. 1.43, а)

$$\frac{d}{2} \geq 3,54 \frac{K_{IIIc}^2}{\tau_T^2}; \quad R \geq 8,85 \frac{K_{IIIc}^2}{\tau_T^2}. \quad (1.68a)$$

**Таблица 1.17. Корректирующий множитель  $Y(\epsilon)$  для цилиндрического образца с кольцевой трещиной при кручении**

$\epsilon$	$Y(\epsilon)$	$\epsilon$	$Y(\epsilon)$	$\epsilon$	$Y(\epsilon)$
0,1	132,76	0,4	4	0,7	0,90
0,2	23,25	0,5	2,24	0,8	0,59
0,3	8,34	0,6	1,38	0,9	0,37

Таким образом, при определении  $K_{IIIc}$  по схеме кручения цилиндрического образца с трещиной поступают следующим образом: измеряют разрушающую нагрузку  $M_k = M_c$ , затем по формуле (1.67) подсчитывают  $K_{IIIc}(M_c, \epsilon)$  и проверяют удовлетворение условий (1.68) для цилиндрического образца. Если установленные значения  $d$  и  $R$  удовлетворяют условиям 1.68 а, то значение трещиностойкости, подсчитанное по формуле 1.67, считают достоверным, в противном случае необходимо увеличить размер образца.

В работе [80] проведена проверка аналитических соотношений на основе данных работы [69] на сталях 27ХНЗМ2ФА, 25Х1М1ФА и ЭП428. Анализ результатов показал, что для выполнения условий автомодельности при продольном сдвиге необходимо испытывать образцы намного больших сечений, чем при определении  $K_{Ic}$ , а это в свою очередь ограничивает широкое применение аналога критерия Ирвина для случаев распространения трещин по механизму продольного сдвига.

**Пример определения трещиностойкости материала при продольном сдвиге.** Требуется определить трещиностойкость  $K_{IIIc}$  для термически обработанной стали 40Х.

Для решения поставленной задачи поступают следующим образом:

- 1) изготавливают стандартный цилиндрический образец, подвергают необходимой термической обработке и определяют характеристики прочности:  $\sigma_{0,2} = 1450$  МПа;  $\sigma_b = 1600$  МПа;
- 2) изготавливают цилиндрический образец с лысками (рис. 1.45, а) с размером  $D = 18$  мм, нарезают кольцевой концентратор глубиной  $(0,1 \div 0,2) D$ ; радиус закругления dna концентратора  $\rho \leq 0,1$  мм;
- 3) помещают образец в установку для образования кольцевых трещин, создают трещину относительной глубины  $\epsilon = \frac{d}{D} \approx 0,7$ . Условия об-

разования кольцевой трещины такие же, как и при испытании цилиндрических образцов по определению трещиностойкости  $K_{Ic}$  (см. п. 1.4);

- 4) образец с кольцевой трещиной подвергают кручению и определяют значение разрушающего крутящего момента  $M_c$ . В данном случае  $M_c = 141,6 \text{ Н} \cdot \text{м}$ ;
- 5) после разрушения образца измеряют истинный диаметр перешейка  $d$ , который в данном случае равен 12,24 мм;
- 6) вычисляют предельное значение коэффициента интенсивности напряжений по формуле 1.67:

$$K_{IIIc} = \frac{M_c}{R^2 \sqrt{R}} Y(\varepsilon) = 27,2 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}},$$

где  $\varepsilon = \frac{d}{D_0} = 0,68$ ;

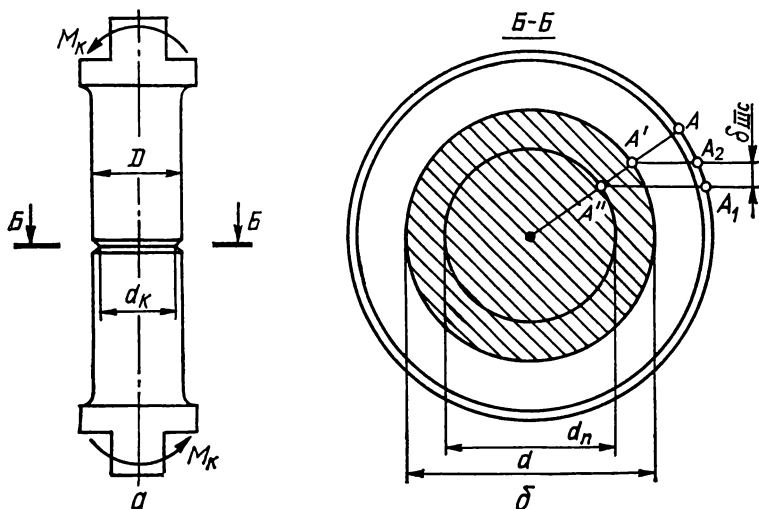


Рис. 1.45. Схема нагружения цилиндрического образца (а) и схематическое изображение смещения берегов трещины (б).

- 7) проверяют выполнение условий автомодельности зоны предразрушения в вершине трещины, которые сводятся к следующим:

$$l \geq l^*; R \geq R_0^*; l^* \geq 3,54 \frac{K_{IIIc}^2}{\tau_T^2}; R^* = 8,85 \frac{K_{IIIc}^2}{\tau_T^2},$$

где  $\tau_T = \frac{\sigma_{0,2}}{2} = 725 \text{ МПа}$  — предел текучести стали 40Х при сдвиге;  $l = \frac{D_0 - d}{2} = 2,88 \text{ мм}$  — длина трещины, включая концентратор;  $R = 9 \text{ мм}$  — радиус образца;  $l^* = 4,98 \text{ мм}$ ;  $R^* = 12,45 \text{ мм}$ .

Таким образом, полученные значения не удовлетворяют условиям автомодельности и найденная величина  $K_{IIIc}$  является характеристикой образца. Для получения достоверного значения трещиностойкости материала

при продольном сдвиге  $K_{IIIc}$  необходимо испытывать образцы больших сечений. В таком случае оказывается более эффективной оценка трещиностойкости материала при продольном сдвиге через такой параметр трещиностойкости, как критическое раскрытие трещины при продольном сдвиге.

## 1.8. Определение критического раскрытия трещины при продольном сдвиге

Характеристика трещиностойкости конструкционного материала при продольном сдвиге ( $K_{IIIc}$ ) существенно зависит от геометрических размеров испытываемого образца [69, 80], и для получения достоверных значений трещиностойкости испытания необходимо проводить на образцах довольно больших размеров. Это в свою очередь ограничивает широкое внедрение в инженерную практику методики определения  $K_{IIIc}$ . В связи с этим рекомендуется [83] производить оценку трещиностойкости материалов при продольном сдвиге критическим смещением берегов трещины  $\delta_{IIIc}$  (аналог характеристики  $\delta_c$  [84]). Методика определения  $\delta_{IIIc}$  заключается в следующем. Цилиндрический образец диаметром  $D$  с концентратором  $d_k$  и внешней трещиной  $d$  подвергается кручению крутящим моментом  $M_k$  (см. рис. 1.45, а). В нагруженном образце в окрестности контура трещины возникает пластическая зона с размером  $d_n$  (рис. 1.45, б). Экспериментальные параметры разрушения  $M_i$  и  $\delta_{IIIi}$  записывают на двухкоординатном самописце в виде диаграммы  $M_i - \delta_{IIIi}$ .

В процессе кручения образца произвольная точка  $A$ , выбранная на внешнем контуре образца, перемещается по дуге диаметром  $D$ . Если образец нагружается в области упругой деформации, то условный центр поворота лежит на контуре трещины диаметром  $D$ . В области упругопластического деформирования точка  $A$  занимает положение  $A_1$ , соответствующее началу распространения трещины, а условный центр поворота  $A'$  в результате пластической деформации перемещается в положение  $A''$ . Длина дуги  $AA'$  определяет суммарное смещение берегов трещины  $\delta_i$ , включающее упругую и пластическую составляющие. Далее, если провести линию  $A'A_2$ , параллельную  $A''A_1$ , то приближенно можно выделить упругую составляющую смещения, равную дуге  $AA_2$  и пластическую — дуге  $A_2A_1$ , длина которой и будет приблизительно критическим смещением  $\delta_{IIIc}$  берегов трещины. Таким образом, при одинаковой пластической зоне  $A'A''$  диаметр испытываемого образца не оказывает влияния на значение  $A_1A_2 = \delta_{IIIc}$ . Такой подход проиллюстрирован на диаграмме разрушения  $\delta_{III} - M_k$ , записанной на двухкоординатном самописце (рис. 1.46) при кручении цилиндрического образца с кольцевой трещиной. Такую диаграмму можно разделить на четыре стадии:  $I$  — упругая деформация,  $II$  — упругопластическая,  $III$  — пластическое течение,  $IV$  — спонтанное разрушение. Если продолжить линию упругой деформации  $I$  до пересечения с линией пластического течения  $III$ , то точка их пересечения  $B_1$  и начало спонтанного разрушения дадут отрезок  $B_1B_2$ , равный приблизительно критическому смещению берегов трещины  $\delta_{IIIc}$ .

С целью проверки изложенного подхода, а также оценки влияния способа образования трещины проведены эксперименты на цилиндрических образцах из стали 40Х диаметром 5, 8, 10, 12, 16, 20, 22, 25 и 28 мм [83]. В термически обработанных образцах (закалка и отпуск при 673 К) создавали усталостные трещины четырехточечным круговым изгибом [36], статическим [83] и циклическим кручением [85]. Обработанные результаты экспериментов представлены на рис. 1.47. Из рисунка видно, что  $\delta_{IIIc}$  прак-



тически не зависит от диаметра образца при всех исследуемых способах создания трещин. В то же время абсолютная величина  $\delta_{IIIc}$  зависит от способа создания трещин, что, вероятно, является следствием развития механизмов зарождения и распространения трещин. Наименьшее значение  $\delta_{IIIc}$  получено при круговом изгибе (кривая 1), а наибольшее — при статическом кручении (кривая 3). Зная  $\delta_{IIIc}$ , на основании результатов [67] можно вычислить  $K_{IIIc}$  по формуле

$$K_{IIIc} = 0,5 \sqrt{\pi G \delta_{IIIc} \sigma_{0,2}} \quad (1.69)$$

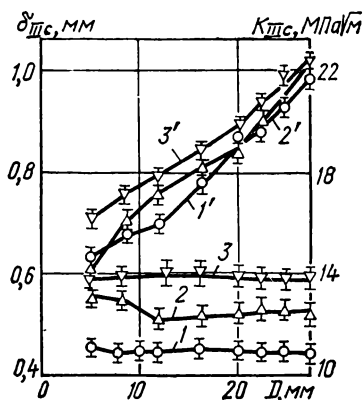
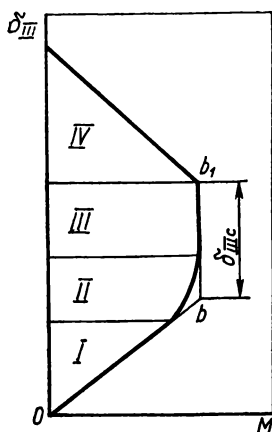


Рис. 1.46. Диаграмма разрушения  $M - \delta_{III}$  цилиндрического образца с кольцевой трещиной при кручении.

Рис. 1.47. Зависимость приповерхностного смещения берегов трещины  $\delta_{IIIc}$  (1, 2, 3) и критического коэффициента интенсивности напряжений  $K_{IIIc}$  (1', 2', 3') от диаметра образца для различных способов образования трещин:

1, 1' — статическая закрутка; 2, 2' — циклическое кручение; 3, 3' — четырехточечный изгиб.

Результаты экспериментов, полученные на исследуемых образцах, были использованы также для определения  $K_{cIII}$  [83] (в отличие от  $K_{IIIc}$  зависит от размера образцов) согласно методике, изложенной в п. 1.7 (см. рис. 1.47). Из рисунка видно, что  $K_{IIIc}$ , как и  $\delta_{IIIc}$ , зависит от способа образования трещин (см. кривые 1, 2, 3), а также от диаметра образца. По соотношению (1.69) получено [80] значение трещиностойкости для стали 40X  $K_{IIIc} = 168,4 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ . На основании этих данных установлено, что для исследуемого материала  $K_{IIIc}$  необходимо определять на образцах диаметром не меньше 140 мм.

Корректность такого способа проверена экспериментально [80] на сталях ЭП428, КП80; 25Х1М1ФА, КП60; 27ХНЗМ2ФА, КП63. Из указанных сталей изготавливали цилиндрические образцы диаметром 12—15 мм и по описанной методике определяли  $\delta_{IIIc}$ . Значения  $K_{IIIc}$  полученные расчетным путем по формуле (1.69), соответствуют экспериментальным данным [69], полученным на крупногабаритных образцах из этих же материалов.

## 1.9. Метод разгрузки в экспериментальной механике разрушения

Диаграммы разрушения  $P - \Delta$  замечательны тем, что любая характеристика, оценивающая стадию разрушения, может быть выражена по определенному правилу через координаты какой-либо характерной точки диаграммы. Однако помимо разработки методов построения таких диаграмм перед экспериментаторами встает еще одна задача — разделение эффектов, вносимых ростом пластической деформации и ростом трещины. Оба эти явления в процессе нагружения могут происходить одновременно и нередко оказывать одинаковое воздействие на показания измерительного прибора (например, раскрытие трещины, измеренное датчиком смещения, представляет собой сумму смещений от пластической деформации и роста трещины).

В основу разделения этих эффектов можно положить свойство обратимости упругих деформаций и необратимости пластических (а также незаживаемость трещины) при разгрузке образца. Эти свойства порождают предложенный в работе [9] метод разгрузки, который в сочетании с методом податливости Ирвина [86] позволяет отделить обратимые процессы от необратимых.

Метод разгрузки применим, когда промежуточная разгрузка (снятие силы с образца) и последующая нагрузка не изменяет вида диаграммы разрушения. Кроме того, следует допустить, что наличие распределенной в нетто-сечении пластической деформации не приводит к изменению податливости образца. Оба эти положения были проверены экспериментально и обнаружено, что промежуточные разгрузки не отражаются на общей конфигурации диаграммы разрушения, а податливость компактного образца при внецентренном растяжении с одним боковым надрезом (радиус в вершине 1 мм) не меняется вплоть до неупругого смещения точек приложения сил, равного 4 мм.

Приведем далее примеры определения механических характеристик методом разгрузки.

**Критическое раскрытие  $\delta_c$**  в вершине трещины представляет собой расстояние между двумя точками, симметрично расположенными на противоположных поверхностях трещины непосредственно у затупившегося в процессе деформации конца трещины (такое затупление есть результат пластического течения в окрестности конца трещины). Пластическое раскрытие трещины растет с ростом внешней нагрузки, поддерживающей трещину в раскрытом состоянии, причем рост раскрытия трещины при монотонном росте нагрузки происходит как до начала движения конца трещины, так и в последующий этап деформации, когда трещина устойчиво распространяется вплоть до достижения нагрузкой максимального значения. По определению измеряемой характеристикой должно быть пластическое раскрытие в момент начала движения конца трещины [84]. Эта характеристика оценивает локальную пластичность материала в вершине неподвижной трещины перед началом ее роста [7].

Предполагается, что с помощью критического раскрытия трещины можно оценить способность материала тормозить трещину, располагая тем самым разные материалы (или их состояния) в ряды, а также производить расчеты предельного состояния равновесия тел с трещиной [84, 87]. Числовое значение критического раскрытия трещины определяется по экспериментальной диаграмме нагрузка — смещение. Смещение обычно измеряется на малой базе между точками, находящимися по разные стороны трещины и несколько отстоящими от конца трещины. Раскрытие  $\delta$  в вершине трещины при этом вычисляется из допущения жесткого поворота половинок образца, разделенных трещиной. Если на этой диаграмме имеется скачок, то критическое раскрытие трещины определяется в момент скачка. Если на диаграмме на-

грузка — смещение скачка нет, то определить момент страгивания трещины становится сложно. В этом случае часто находят раскрытие при максимальной нагрузке ( $\delta_{\max}$ ). Однако надо заметить, что раскрытие при максимальной нагрузке происходит в значительной мере за счет увеличения длины трещины, что к свойствам пластичности материала не имеет отношения.

Добавочное раскрытие за счет медленного роста трещины при нагружении до максимальной нагрузки зависит от законов распространения трещины, которые могут не соответствовать закономерностям пластического течения в окрестности конца неподвижной трещины [88]. Тем самым нарушается определенность характеристики, что может привести к неправильным выводам.

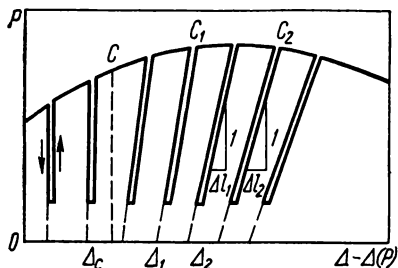


Рис. 1.48. Диаграмма разрушения с промежуточными разгрузками — нагрузками.

Вертикальные линии разгрузки до точки  $C$  — трещина не растет; наклонные линии разгрузки за точкой  $C$  — трещина растет.

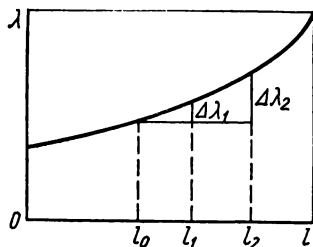


Рис. 1.49. Зависимость податливости образца с трещиной от длины трещины.

**Первый способ.** Предлагается достаточно простой и надежный метод установления точки диаграммы, соответствующей началу роста трещины. Суть предложения основана на разной податливости образца с разными длинами трещины. Представим себе образец с трещиной, подвергнутый монотонному возрастающему нагружению. На первой стадии его, будем говорить, растяжения всюду идет (макро)упругая деформация без роста трещины. Участок диаграммы на первой стадии, с целью увеличения точности последующих операций, желательно иметь в виде вертикальной линии. Для этого на двухкоординатном самописце по оси ординат записывается внешняя сила, а по оси абсцисс — разность смещений. Одно из них есть взаимное смещение двух точек, между которыми располагается трещина, а другое — взаимное смещение двух точек вдалеке от трещины. Тогда в упругом состоянии образца сигналы датчиков всегда можно подобрать так, чтобы на начальном участке линия диаграммы шла вдоль оси ординат (разность смещений равна нулю).

По мере роста пластической зоны у конца трещины в смещение по обе стороны от трещины будет поступать вклад от пластического раскрытия и линия диаграммы начнет отклоняться от вертикали (рис. 1.48). На этом, втором, этапе деформации образца длина трещины по-прежнему не меняется и поэтому, если не учитывать изменение податливости образца от наличия пластической зоны (на основании экспериментальных наблюдений), разгрузка будет идти по вертикальным линиям, параллельным линии первого этапа.

Точка  $C$  на диаграмме отражает начало движения конца трещины. Абсцисса этой точки  $\Delta_c$  служит для определения искомого критического раскрытия трещины. За точкой  $C$  длина трещины больше начальной, следова-

тельно, при разгрузке линия диаграммы теперь уже не будет вертикальной. Чем больше длина трещины, тем меньший угол с осью абсцисс будет составлять линия разгрузки. Таким образом, точку  $C$  можно найти по началу изменения податливости образца при разгрузке. Изменение податливости образца, связанное с изменением длины трещины, можно определить. Как известно, интенсивность освобождающейся упругой энергии выражается через параметры задачи следующим образом [86]:

$$G = \frac{K^2}{E} = \frac{P^2}{2l} \frac{d\lambda}{dl}, \quad \Delta = \lambda P, \quad (1.70)$$

$\Delta$  — смещение точек приложения внешних сил  $P$ .

Фактически смещение измеряется между другими точками (например, пинцетным датчиком в начале надреза). Однако имеющееся различие в податливости незначительно и им обычно пренебрегают. В частности, смещение, измеряемое вдоль линии действия силы (на образце при внецентренном растяжении), считается равным смещению точек приложения сил.

Из приведенных равенств имеем

$$\lambda = \frac{2t}{E} \int \frac{K^2}{P^2} dl. \quad (1.71)$$

По этой формуле можно построить график зависимости податливости  $\lambda$  от длины трещины  $l$  для данного образца (рис. 1.49). Однако такой график можно построить и непосредственным измерением податливости на образце эмпирически. Последний путь предпочтительнее, так как значения податливости, измеряемые между разными точками образца, могут оказаться тоже разными (хотя и прямо пропорциональными).

Методически нахождение точки  $C$  сводится к следующему. При записи диаграммы  $P - (\Delta - \Delta(P))$  производим ряд разгрузок через определенные интервалы шкалы оси абсцисс на заданную силу (скажем, на 50 % текущей силы). Измеряем изменение податливости  $\Delta\lambda_1$  и  $\Delta\lambda_2$  на тех двух линиях разгрузки, которые заметно отклоняются от вертикали. Затем на графике  $\lambda - l$  от значения  $\lambda = \lambda(l_0)$  откладываем приращения податливостей  $\Delta\lambda_1$  и  $\Delta\lambda_2$ . Разности длин трещины  $l_2 - l_1$  на рис. 1.49 соответствует приращению смещения  $\Delta_2 - \Delta_1$  на рис. 1.48. Предполагая равномерный рост трещины, определяем абсциссу  $\Delta_c$  точки  $C$  из пропорции

$$\frac{l_2 - l_1}{\Delta_2 - \Delta_1} = \frac{l_2 - l_0}{\Delta_2 - \Delta_c},$$

или

$$\Delta_c = \Delta_2 - \frac{l_2 - l_0}{l_2 - l_1} (\Delta_2 - \Delta_1). \quad (1.72)$$

Найдя значение  $\Delta_c = \Delta - \Delta(P)$ , отвечающее началу роста трещины, найдем и значение  $\delta_c$  обычным способом.

**Второй способ.** Испытание образца проводим с записью диаграммы  $P - \Delta$  и с несколькими разгрузками (около 10), которые можно производить и в области за  $P_{\max}$ .

Для каждой линии разгрузки определяем податливость:  $\lambda_0, \lambda_1, \lambda_2$ . Обозначение  $\lambda_0$  присвоено податливости образца с исходной длиной трещины  $l_0$  (следовательно, оно соответствует углу наклона начальной прямой линии характеристики упругости образца). Таким образом, каждому  $\Delta$  можно приписать свое  $\lambda$ . Но  $\lambda$  связано с длиной трещины. Действительно, по предварительно построенному графику  $\lambda - l$  (см. рис. 1.49) можно найти длину трещины ( $l_0, l_1, l_2$ ), соответствующую определенному  $\lambda$ , т. е. каждому  $\lambda$  можно приписать свою длину трещины, а следовательно, и прираще-

ние длины  $\Delta l_i = l_i - l_0$  ( $i = 1, 2, \dots$ ). Таким образом, строим диаграмму приращение длины трещины  $\Delta l$  — смещение  $\Delta$ , которая показана на рис. 1.50. Из этой диаграммы видно, что при малом смещении  $\Delta$  приращения трещины нет, значит, раскрытие происходит без роста трещины. При смещении выше  $\Delta_c$  трещина растет. Поэтому значение смещения  $\Delta_c$ , соответствующее началу движения конца трещины, получается на пересечении линии графика с осью абсцисс  $\Delta$  (где  $\Delta l = 0$ ). По  $\Delta_c$  обычным пересчетом находим  $\delta_c$ . Напомним, что по определению  $\delta_c$  есть пластическое раскрытие, и поэтому на графике  $\Delta l$  —  $\Delta$  значения  $\Delta_c$  можно считать значениями пластического раскрытия за вычетом упругой составляющей (т. е. на диаграмме  $P$  —  $\Delta$  брать  $\Delta$  не в виде координаты точки диаграммы, а в точке пересечения линии разгрузки с осью  $\Delta$ ).

**Трещиностойкость  $G_{Ic}$ .** Известно, что на образование новой поверхности тела, т. е. на распространение трещины, необходимо затратить определенную работу. Эти затраты можно осуществить за счет изменения упругой энергии при релаксации напряжений с ростом трещины. Отсюда следует известное понятие потока упругой энергии в конец трещины. При равенстве этого потока работе разрушения в критический момент при разрушении отрывом получаем трещиностойкость  $G_{Ic}$ .

Метод разгрузки позволяет найти именно ту часть потенциальной энергии упругой деформации, которая затрачивается на разрушение при начальном продвижении вершины трещины. Рассмотрим два состояния одного образца на разных стадиях нагружения (точки  $C_1$  и  $C_2$  на рис. 1.48). Эти состояния различаются (помимо прочего) тем, что при разгрузке выделяется разное количество упругой энергии. Площадь трещины в этих состояниях тоже разная. Если теперь взять разность значений упругой энергии, выделившейся при разгрузке от точек  $C_1$  и  $C_2$ , и поделить ее на разность соответствующих этим же точкам площадей трещины, то получим искомый поток упругой энергии.

Можно сделать мысленно следующее построение. Все линии разгрузки из точек  $C_2, C_3, \dots$  сместить влево до совпадения их концов на оси абсцисс с точкой пересечения с осью абсцисс линии разгрузки из точки  $C_1$ . Тогда получим веер линий разгрузок, выходящих из одной точки оси абсцисс (перемещению на которой присвоено другое обозначение  $V$ ). На линиях этого веера отложим соответствующие силы. На рис. 1.51 показано такое совмещение линий разгрузок только для двух точек:  $C_1$  и  $C_2$ . Разность площадей для двух соседних точек разгрузки  $\Delta A = \frac{1}{2} P (V_2 - V_1)$  (заштрихована).

Приращение длины трещины  $\Delta l = \frac{\Delta \lambda}{d\lambda/dl}$  (заметим, что  $d\lambda/dl$  есть функция длины трещины). Податливость в среднем равна  $\Delta \lambda = (V_2 - V_1)/P$ . С учетом этого формула 1.70 принимает вид

$$G = \frac{1}{l} \frac{\Delta A}{\Delta l} = G_{Ic}. \quad (1.73)$$

Остановимся теперь на некоторых методических вопросах реализации способа разгрузки.

Оценка необходимой чувствительности измерителя раскрытия и длины приборной диаграммы. На рис. 1.52 приведены результаты эксперимен-

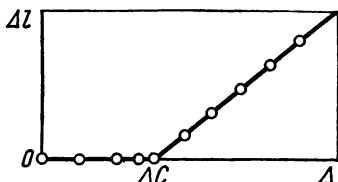


Рис. 1.50. Зависимость приращения длины трещины от смещения. Точки на графике соответствуют линиям разгрузки на диаграмме  $P$  —  $\Delta$ .

тального измерения податливости ( $\lambda = V/P$ ) стандартного компактного образца толщиной  $t = 20$  мм при внецентренном растяжении в функции длины трещины  $l$ . Видно, что при  $l = 20$  мм  $\Delta\lambda/\Delta l \approx 1,2 \cdot 10^{-6}$  мм  $\times$   $\times$   $H^{-1} \cdot \text{мм}^{-1}$ . Поскольку приращение податливости  $\Delta\lambda$  равно также  $\Delta V/P$ , то  $\Delta V = \Delta\lambda P \approx 1,2 \cdot 10^{-6} P \Delta l$ .

Если теперь задать увеличение длины трещины на 2 %, т. е.  $\Delta l/l = 0,02$ , то при  $l = 20$  мм будет  $\Delta l = 0,4$  мм. Максимальная нагрузка  $P_{\max}$  для образца толщиной  $t = 20$  мм из стали с пределом текучести порядка 500 МПа будет около 40 кН. При разгрузке до  $0,5P_{\max}$  величина  $P$  будет составлять 20 кН. Следовательно, увеличению длины трещины на 0,4 мм соответствует изменение раскрытия на линии нагружения  $\Delta V = 1,2 \cdot 10^{-6} \times \times 2 \cdot 10^4 \cdot 0,4 = 0,96 \cdot 10^{-2}$  мм. На торце образца, где обычно устанавливают датчик смещения, раскрытие будет примерно вдвое больше, т. е. око-

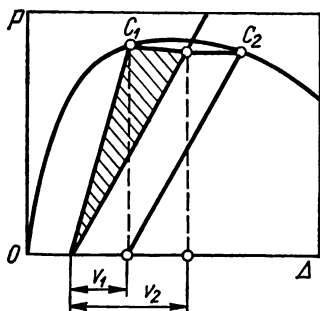


Рис. 1.51. Схема к вычислению потока упругой энергии в вершину трещины при значительной пластической деформации образца.

Линия разгрузки из точки  $C_2$  сдвинута влево до совмещения на оси абсцисс с линией разгрузки из точки  $C_1$ .

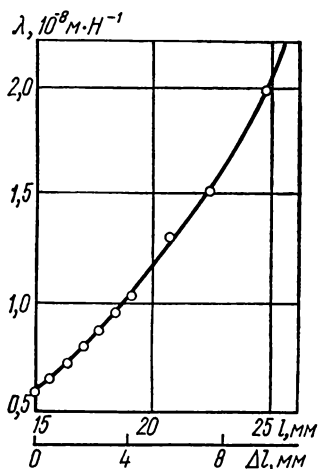


Рис. 1.52. Зависимость податливости компактного образца из стали 15Х2МФА от длины трещины  $l$  и ее приращения  $\Delta l$ .

Размеры образца соответствуют [2].

ло  $2 \cdot 10^{-2}$  мм. Этому значению должно соответствовать перемещение пера самописца  $\Delta l$  на 4—8 мм. Отсюда следует, что необходимая чувствительность измерителя перемещения должна быть  $S = \Delta l/\Delta V = 200 \div \div 400$  мм  $\cdot$   $\text{мм}^{-1}$ .

Предположим теперь, что максимальное суммарное раскрытие трещины  $\sim 5$  мм, а упругое  $\sim 1$  мм. При указанной чувствительности измерителя раскрытия длина приборной диаграммы будет порядка одного-двух метров. В связи с этим отметим, что существующие двухкоординатные самописцы имеют длину в направлении оси абсцисс всего лишь 350—400 мм. Возможная компенсация упругого раскрытия сократит необходимую длину диаграммы примерно на 20 %. Пластическое раскрытие без введения значительных ошибок компенсировать почти невозможно. Выход следует искать в применении двухкоординатных самописцев с ленточной диаграммой типа имеющихся на машинах «Инстрон».

Оценка влияния параметров на требуемую чувствительность измерителя раскрытия к росту трещины. Известные соотношения линейной механики

разрушения

$$K = \frac{PY}{t\sqrt{b}} = \sqrt{EG} = \sqrt{E \frac{P^2}{2t} \frac{d\lambda}{dl}}$$

позволяют записать

$$\frac{d\lambda}{dl} = \frac{2Y^2}{tbE}$$

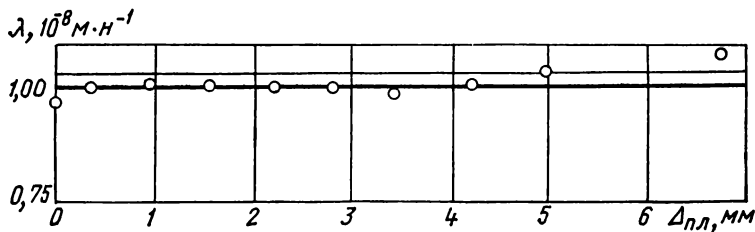


Рис. 1.53. Зависимость податливости от пластического раскрытия при отсутствии роста трещины.

( $Y = Y(l/b) - K$ -тарировка). Отсюда имеем оценку (принимая в первом приближении  $Y^2 \sim l/b$ )

$$d\lambda/dl \sim l/Etb^2,$$

или, учитывая, что  $\lambda \sim l^2/Etb^2$ ,

$$\frac{d\lambda}{dl} \approx \frac{\lambda}{l}.$$

Рассматривая соотношение образца при постоянной нагрузке, получаем

$$\Delta V = \Delta \lambda P = \frac{d\lambda}{dl} \Delta l P = \frac{lP}{tb^2E} \Delta l.$$

Обозначив через  $\Delta l$  требуемое перемещение пера самописца, получаем чувствительность измерительного устройства:

$$S = \frac{\Delta l}{\Delta V} \frac{\Delta l}{\Delta l} \frac{tb^2E}{lP}.$$

Поскольку  $P \sim \sigma l^2$ , то

$$S \approx \frac{\Delta l}{\Delta l} = \frac{b^2}{lt} \frac{E}{\sigma}.$$

Для выбранного образца отношение  $b^2/lt$  есть величина постоянная. Следовательно, при заданном значении  $S$  требуемая чувствительность измерителя к росту трещины  $\Delta l/\Delta l$  не зависит от размеров образца и падает по мере увеличения модуля упругости.

Если ввести чувствительность к относительному приросту трещины  $S_0 = \Delta l/(\Delta l/l)$ , то при заданном  $S$  ( $\sim \frac{S_0}{t} \frac{E_0}{\sigma}$ ) чувствительность  $S_0$  повышается с ростом толщины образца.

Податливость образца в функции пластического раскрытия. Выше принята независимость податливости образца от пластического смещения  $\Delta_{пл}$ . Экспериментально это подтверждено при внецентренном растяжении компактных образцов с закругленным надрезом радиусом 1 мм. Из рис. 1.53 видно, что податливость  $\lambda$  практически не меняется вплоть до раскрытия

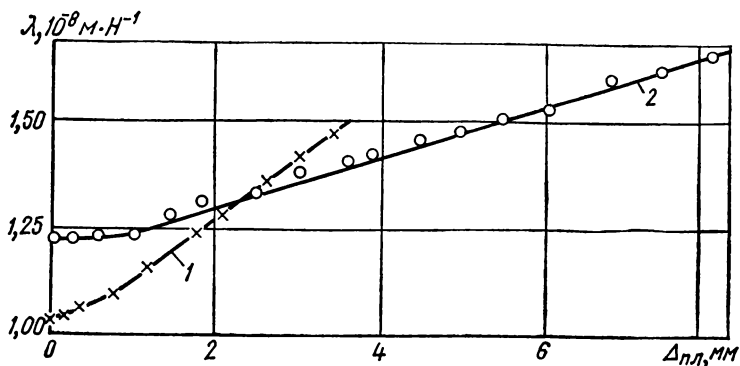


Рис. 1.54. Зависимость податливости от пластического раскрытия в образцах из сталей 12Х2МФА (1) и 15Х2МФА (2).

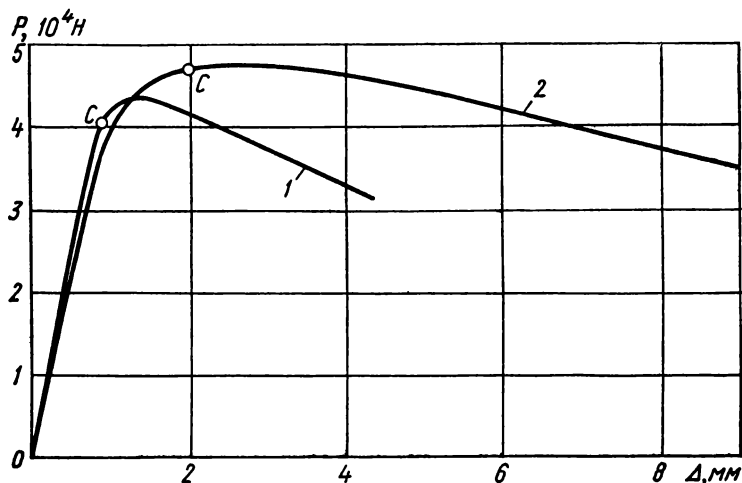


Рис. 1.55. Диаграммы деформации для сталей 12Х2МФА (1) и 15Х2МФА (2).

Точкой *C* отмечено начало распространения трещины, установленное по началу роста  $\lambda$ , согласно рис. 1.54.

7 мм. Испытания образцов с трещинами обнаруживают увеличение податливости начиная с момента увеличения длины трещины. На рис. 1.54 представлены результаты испытаний для сталей 12Х2МФА ( $\sigma_{0,2} = 530$  МПа,  $\sigma_b = 667$  МПа,  $\varphi = 16\%$ ) и 15Х2МФА ( $\sigma_{0,2} = 520$  МПа,  $\sigma_b = 696$  МПа,  $\varphi = 20\%$ ), из которых видно, что изменение податливости достаточно велико для эффективного пользования методом разгрузки. Соответствующие типичные диаграммы  $P - \Delta$  для этих же сталей представлены на рис. 1.55.

Результаты испытаний методом разгрузки. Изложим результаты определения критического раскрытия в вершине трещины  $\delta_c$  и трещиностойкости  $G_c$  для указанных марок сталей при комнатной температуре (внецентренное растяжение компактных образцов). Второй способ представления



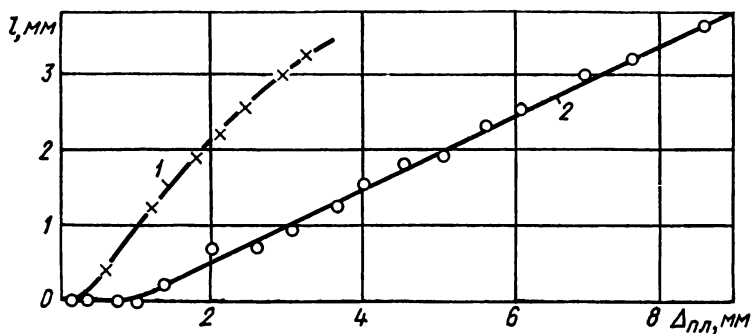


Рис. 1.56. Зависимость приращения длины трещины от пластического раскрытия в сталях 12Х2МФА (1) и 15Х2МФА (2).

Таблица 1.18. Некоторые параметры разрушения образцов с трещинами сталей 12Х2МФА и 15Х2МФА

$\Delta_{пл}, \text{мм}$	$\lambda, 10^3 \text{ м} \cdot \text{кН}^{-1}$	$\Delta\lambda, 10^3 \text{ м} \cdot \text{кН}^{-1}$	$\Delta l, 10^3 \text{ м}$	$P, \text{кН}$	$\frac{d\lambda}{dl}, 10^3 \text{ кН}^{-1}$	$G, \text{кН} \cdot \text{м}^{-1}$
<i>Сталь 12Х2МФА</i>						
0,07	1,09	0,0	0,0	37	1,22	42
0,14	1,09	0,0	0,0	41	1,22	52
0,34	1,12	0,03	0,25	42	1,28	57
0,55	1,19	0,10	0,84	39	1,40	54
0,88	1,28	0,18	1,50	36	1,53	50
1,05	1,33	0,23	1,90	34	1,61	47
1,26	1,37	0,28	2,25	33	1,73	48
1,50	1,43	0,34	2,75	32	1,79	46
1,75	1,47	0,38	3,10	31	1,86	43
<i>Сталь 15Х2МФА</i>						
0,01	1,24	0,0	0,0	39	1,22	47
0,35	1,24	0,0	0,0	43	1,22	57
0,68	1,28	0,03	0,25	44,5	1,28	64
0,96	1,29	0,07	0,58	44,5	1,34	67
1,27	1,31	0,08	0,66	44	1,36	67
1,51	1,40	0,15	1,25	43,5	1,48	71
1,83	1,41	0,16	1,34	43	1,50	70
1,97	1,43	0,18	1,50	42,5	1,53	70
2,27	1,46	0,21	1,75	42	1,58	70
2,52	1,48	0,23	1,92	41	1,62	69
2,79	1,51	0,27	2,17	40	1,66	68
3,07	1,53	0,29	2,34	39	1,70	66
3,40	1,60	0,36	2,92	38	1,83	67
3,77	1,62	0,38	3,17	38	1,87	65
4,13	1,64	0,45	3,70	36	1,99	67

результатов испытания отражен на рис. 1.56. Из этого графика легко определить раскрытие  $\Delta_c$ , равное 0,6 и 0,95 мм на торце образцов из сталей 12Х2МФА и 15Х2МФА соответственно. Пересчет на раскрытие в вершине трещины дает искомую характеристику локальной пластичности:  $\delta_c = 0,4$  и  $\delta_c = 0,63$  мм соответственно.

На рис. 1.53—1.56 по оси абсцисс отложено смещение на торце образца в месте установки датчика раскрытия согласно МУ [2]. Обработка результатов испытаний методом разгрузки с использованием формулы (1.73) дает для каждой точки разгрузки примерно одинаковые значения  $G = G_{Ic}$  (табл. 1.18). В момент страгивания трещины значения  $K_{Ic}$  для сталей 12Х2МФА и 15Х2МФА равны 105 и 112 МПа ·  $\sqrt{м}$  соответственно. Из приведенных данных следует также, что на протяжении всего процесса роста трещины удельную энергию, затрачиваемую на разрушение, можно считать с известной степенью точности одинаковой. В пределах от начала движения трещины и до конца диаграммы отклонение наибольших значений  $G_{Ic}$  достигает 24 % для 12Х2МФА и 10 % для 15Х2МФА. Без большого ущерба для точности таких испытаний можно полагать, что практически безразлично, на какой длине трещины и в какой точке диаграммы эта характеристика определена.

### 1.10. Определение трещиностойкости $K_{Ic}$ конструкционных материалов через их механические характеристики и параметр структуры

В работах [89—93] сделаны попытки определить трещиностойкость материала через известные стандартные механические характеристики и параметр структуры материала. Установленные зависимости носили полуэмпирический характер и практически хорошо согласовались только с теми экспериментальными данными, на основании которых они фактически полу-

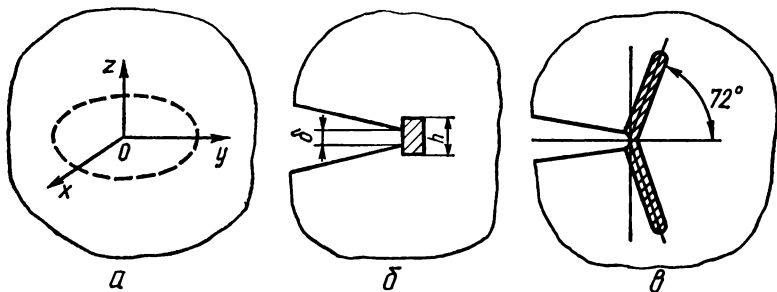


Рис. 1.57. Расчетная схема зоны предразрушения в окрестности контура трещины.

чены. В работе [94] в рамках определенной механической схемы аналитически установлена формула для определения трещиностойкости  $K_{Ic}$  материала через его механические характеристики и параметр структуры. Суть подхода заключается в следующем. Рассматриваемое однородное изотропное тело, ослабленное плоской макротрещиной (рис. 1.57, а), нагруженное внешними нагрузками и вызывающее в теле напряженное состояние, симметрично относительно плоскости расположения трещины. Материал полагают упругопластическим, удовлетворяющим условию пластичности Трес-

Таблица 1.19. Расчетные и экспериментальные значения  $K_{I0}$  для стали 40X в различных структурных состояниях

Режим термообработки		$\sigma_{0,2}$ МПа	$\psi$ , %	$\rho$ , мм	$K_{Ic}^2$ МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{Ic}^P$ МПа $\cdot\sqrt{м}$
От- пуск 373 К	Закалка от 1133 К в масле	1785	17,7	0,01	28,5	21,4
	Ступенчатая закалка с выдержкой при подстуживании	1765	7,8	0,092	40,6	41,6
От- пуск 423 К	Закалка от 1133 К	1736	44,0	0,01	32,6	36,4
	Закалка от 1223 К	1687	40,0	0,018	41,8	44,9
	Закалка от 1303 К	1648	33,7	0,035	54,9	60,0
	Закалка от 1423 К	1589	26,4	0,062	58,0	62,9
	Закалка от 1473 К	1628	22,4	0,083	63,9	67,3
От- пуск 473 К	Закалка от 1133 К	1628	48,0	0,01	41,9	37,5
	Ступенчатая закалка с выдержкой при подстуживании	1550	27,0	0,092	54,6	76,9
	Ступенчатая закалка без выдержки при подстуживании	1540	28,5	0,092	67,0	79,1
	Прямая закалка от 1473 К в масле	1550	27,5	0,092	71,3	77,8
От- пуск 493 К	Закалка от 1133 К	1569	45,5	0,018	39,7	35,4
	Закалка от 1223 К	1657	46,0	0,018	52,7	49,2
	Закалка от 1303 К	1643	37,6	0,035	67,3	59,8
	Закалка от 1373 К	1613	32,0	0,052	67,8	65,3
	Закалка от 1423 К	1490	27,8	0,062	60,3	63,0
	Закалка от 1473 К	1583	24,6	0,073	64,5	67,8
		1574	25,4	0,061	63,1	60,9
		1579	24,9	0,083	66,7	70,3

ка — Сен-Венана. Выбирают [95, 96] в зоне предразрушения в окрестности контура трещины элементарный объем высотой  $h$  (рис. 1.57, б). Предполагают, что в момент развития трещины макродеформация этого объема равна деформации  $e_m$  разрушения материала, т. е. выполняется соотношение

$$e_m = \delta_s h^{-1}, \quad (1.74)$$

где  $\delta_s$  — удлинение элементарного объема в процессе его деформации. Величину  $\delta_s$  приближенно принимают за раскрытие трещины в ее тупиковой части и для представленной на рис. 1.57, в схемы зоны предразрушения определяют на основании результатов [97] по формуле

$$\delta_s = 0,2222 K_{Ic}^2 E^{-1} \tau_T^{-1} (1 - \mu)^2, \quad (1.75)$$

где  $E$  — модуль Юнга;  $\mu$  — коэффициент Пуассона;  $\tau_T$  — предел текучести при сдвиге.

Используя результаты работы [98], деформацию разрушения  $e_m$  определяют приближенно через относительное сужение  $\psi$  гладкого стандартного образца по формуле

$$e_m = \ln (1 - \psi)^{-1}. \quad (1.76)$$

Таблица 1.20. Расчетные и экспериментальные значения  $K_{Ic}$  некоторых сталей в различных состояниях

Марка	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\psi$ , %	$\rho$ , мм	$K_{Ic}^3$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{Ic}^P$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
45ХН2МФА	Закалка от 1133 К, отпуск 373 К	1854	17,4	0,0105	28,2	22,1
	Отпуск 473 К	Закалка от 1133 К	1785	46	0,0105	44,9
		Ступенчатая закалка	1952	18	0,093	56,4
	Прямая закалка от 1473 К	1657	17	0,093	62,6	61,3
4340	Отпуск 473 К	Закалка от 1143 К	1593	30,8	0,028	38,4
		Закалка от 1473 К	1510	5,5	0,307	63,2
		Ступенчатая закалка от 1473 К	1594	7,8	0,307	70,0
27ГЛ	Закалка, высокий отпуск	770	23,6	0,008	21,7	14,9
	Нормализация	775	22	0,018	18,2	21,1

На основании соотношений (1.74) — (1.76) для определения  $K_{Ic}$  получают формулу

$$K_{Ic} = \sqrt[3]{4,5h\tau_r E (1 - \mu^2)^{-1} \ln(1 - \psi)^{-1}}. \quad (1.77)$$

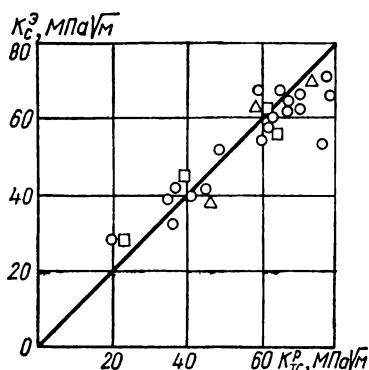


Рис. 1.58. Расчетные  $K_{Ic}^P$  и экспериментальные  $K_{Ic}^3$  значения трещиностойкости для сталей 40Х (○) [99], 4340 (△) [100] и 45ХН2МФА (□) [99].

Если высоту элементарного объема принять равной  $4,5h = \rho$  и считать его некоторым характеристическим параметром структуры материала, то соотношение 1.77 примет вид

$$K_{Ic} = \sqrt[3]{\rho \tau_r E (1 - \mu^2)^{-1} \ln(1 - \psi)^{-1}}. \quad (1.78)$$

Установленная аналитическая зависимость (1.78) проверена на основе некоторых результатов экспериментальных исследований [99, 100]. Эти данные представлены в табл. 1.19, 1.20, в которых приведены значения стандартных механических характеристик трещиностойкости  $K_{Ic}^3$ , а также размер первичного аустенитного зерна. Используя механические характеристики

Таблица 1.21. Значения  $K_{Ic}$ , определенные через механические характеристики и экспериментальным путем

Материал	$T = 293 \text{ K}$			$T = 77 \text{ K}$			$K_{Ic}^3$ МПа·√м	$K_{Ic}^p$ МПа·√м
	$\sigma_{0,2}$ МПа	$\psi$ , %	$K_{Ic}$ МПа·√м	$\sigma_{0,2}$ МПа	$\psi$ , %	$K_{Ic}$ МПа·√м		
30ХГСА	461	52	48,7	843	40	16,4	48,7	49,6
38ХНЗМФА	618	47	99,2	970	11	55,8	99,2	102,9
ВТ14	873	30	58,6	1265	18	49,0	58,6	55,2

и структурный параметр  $\rho$  (в данном случае размер первичного аустенитного зерна), подсчитали значения трещиностойкости  $K_{Ic}^p$ . Эти данные представлены на рис. 1.58, откуда видно хорошее соответствие экспериментальных  $K_{Ic}^3$  и расчетных  $K_{Ic}^p$  значений трещиностойкости. Полученные результаты подтверждают установленную аналитическую зависимость для исследуемых материалов, если принять в качестве значения структурного параметра  $\rho$  материала размер первичного аустенитного зерна.

Для многих конструкционных материалов определение значения  $4,5h = \rho$ , т. е. структурного параметра через его структурные характеристики может быть связано со значительными трудностями. Для этого предлагают следующий подход. Считается, что с понижением температуры испытания структурный параметр материала почти не изменяется. В связи с этим на основании разработанной ранее методики [39] по определению трещиностойкости  $K_{Ic}$  путем изгиба или растяжения цилиндрического образца с внешней кольцевой трещиной определяют значение  $K_{Ic}$  при криогенных температурах (жидкий азот, гелий), при которых обычные конструкционные материалы довольно сильно охрупчиваются. В таких условиях для многих конструкционных материалов приемлемы образцы небольших размеров. При этой же температуре определяют механические характеристики  $\tau_t$ ,  $\psi$ ,  $E$ ,  $\mu$  и по формуле (1.78) вычисляют структурный параметр  $\rho$ .

В дальнейшем для определения  $K_{Ic}$  при желаемой температуре определяют при заданной температуре только  $\tau_t$ ,  $\psi$ ,  $E$ ,  $\mu$ . Используя значения этих характеристик, а также найденного ранее структурного параметра  $\rho$  в охрупченном состоянии материала по установленной аналитической зависимости (1.78) вычисляют значение  $K_{Ic}$  при заданной температуре.

Такой подход может быть использован для оценки склонности к хрупкому разрушению металлов и сварных соединений в широком диапазоне температур. При этом определяют экспериментально только температурные зависимости  $\tau_t$  и  $\psi$  и на их основании, а также на основании формулы (1.78) устанавливают температурную зависимость характеристики трещиностойкости  $K_{Ic}$  исследуемого металла.

Методика апробирована на некоторых конструкционных материалах (табл. 1.21). Здесь приведены стандартные механические характеристики при

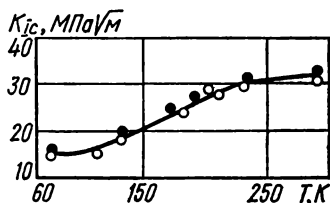


Рис. 1.59. Зависимость трещиностойкости от температуры:

○ — экспериментальная; ● — расчетная.

температурах 293 К и 77 К, расчетные значения трещиностойкости  $K_{Ic}^p$  при  $T = 293$  К, а также экспериментальное значение трещиностойкости  $K_{Ic}^a$ , установленное согласно [39]. Из таблицы видно, что значения трещиностойкости исследуемых материалов, установленные экспериментально, хорошо согласуются с данными, полученными по описанной методике.

Аналогичные исследования проведены на термообработанной стали 40Х (закалка 1133 К, отпуск 573 К) с целью установления температурной зависимости трещиностойкости. Экспериментально определены значения  $K_{Ic}^a$  в диапазоне температур 293—77 К. Затем для этих же температур определены значения  $K_{Ic}^p$  при соответствующих температурах. На рис. 1.59 изображена эта температурная зависимость.

## ЗНАЧЕНИЯ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ДЛЯ НЕКОТОРЫХ МАТЕРИАЛОВ

Используемые в машиностроении высокопрочные малопластичные материалы склонны к хрупкому разрушению под воздействием различных охрупчивающих факторов (низких температур, наводороживания, термической обработки и др.). Поэтому при расчете на прочность элементов конструкций в механике хрупкого разрушения необходимо учитывать трещиностойкость материала, его состояние и предполагаемые условия эксплуатации элемента конструкции, изготовленного из этого материала.

Располагая экспериментальными данными о трещиностойкости материала, а также определив напряженно-деформированное состояние элемента конструкции, ослабленного дефектом заданной конфигурации, можно вычислить критический размер трещины при данном рабочем напряжении или найти критическую нагрузку для установленных размеров трещины.

В таблицах этой главы собраны сведения о сталях, алюминиевых и титановых сплавах, а также о неметаллических материалах. Здесь приводятся марка материала, технология изготовления и режим термической обработки, толщина полуфабриката или испытываемого образца, температура испытания (если температура испытания не указана, то это значит, что данные получены при комнатной температуре), данные о стандартных механических характеристиках, а также трещиностойкость ( $K_c$  или  $K_{Ic}$ ). Для многих сплавов указывается также направление разрушения. В принятых обозначениях ориентации вырезки образцов (рис. 2.1) первая буква означает

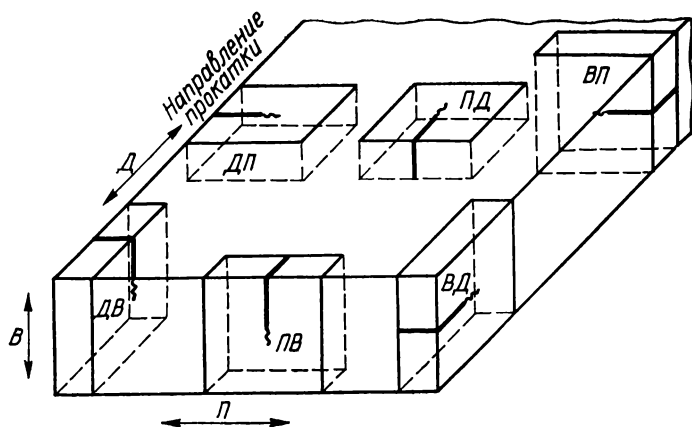


Рис. 2.1. Варианты вырезки образцов из листового проката.

направление приложения нагрузки относительно направления прокатки, вторая — направление распространения трещины, символы Т, Т<sub>1</sub>, Т<sub>2</sub>... означают состояния поставки полуфабрикатов сплавов, принятые в США (см. Приложение 1 в книге: Кудряшов В. Г., Смоленцев В. И. Вязкость разрушения алюминиевых сплавов.— М.: Металлургия, 1976.— 296 с.), ТМ01 — закалка при температуре 738 К в воде, затем старение при 373 К в течение 1 ч, затем 10 %-ная холодная деформация и старение при 397 К

## 2.1. Трещиностойкость сталей, алюминиевых и титановых сплавов и неметаллических материалов

Таблица 2.1. Характеристики трещиностойкости сталей и сплавов

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ МПа
Ст3	...	250
Сталь 20	Нормализация	270
	Нормализация 1173 К + отпуск	220
	873 К	
Сталь 29	Нормализация 1173 К	280
	Нормализация	270
Сталь 35	»	310
	Нормализация + высокий отпуск	440
	Нормализация	310
	Нормализация 1130 К	310
	Нормализация	350
Сталь 45	Закалка 1133 К + отпуск 673 К	1090
	Нормализация	410
	Закалка 1113 К + отпуск 803 К	410
	Нормализация 1113 К	350
	Отпуск 473 К	1150
Сталь 20Х	Нормализация	380
Сталь 22К	...	250
Сталь 35Л	Нормализация + отпуск	225
	Нормализация 1173 К	
	$T_{исп}$ , К	
	293	360—400
	253	...
Сталь 40Х	233	...
	213	...
	Закалка 1133 К	
	$T_{отп}$ , К	
	793	1215
	873	1225
	Закалка 1473 К	
	$T_{отп}$ , К	
	793	1270
	873	1290



в течение 16 ч, ТМ02 — то же, что ТМ01, но после холодной деформации старение при 393 К в течение 16 ч, затем старение при 438 К в течение 6 ч).

Сведения о свойствах металлов и сплавов можно найти также в справочнике: Тихонов Л. В., Кононенко В. А., Прокопенко Г. И., Рафаловский В. А. Механические свойства металлов и сплавов.— Киев: Наук. думка, 1986.— 568 с.

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$\sigma_{Ic}$ кН·м <sup>-1/2</sup>	$K_{Ic}$ МПа·√м	$K_{Ic}$ МПа·√м	
500	...	...	...	...	...	22	[7]
460	...	...	...	46	...	101	[21]
440	25	55	55	108	...	153	[25]
460	26	54	67	42	...	95	
460	25	53	...	42,6	...	94	[8]
590	21	40	...	40,4	...	92	[8]
580	26,5	55,5	88,2	...	...	97,0	[12]
590	...	...	...	42	...	95	[21]
590	20	45	71	39	...	92	[25]
590	16	38	...	25,5	...	73	[8]
1200	...	26	...	...	...	79	[16]
760	...	...	...	29	...	79	[21]
765	17	46	59	44	...	98	[25]
590	16	40	49	26	...	74	
1210	6,1	53,9	...	...	...	124,0	[15]
560	...	62	...	...	...	58,9	[16]
500	24	48	...	...	...	93	[7]
...	24	53	...	...	...	95	[8]
							[5]
640—710	23—28	35—38	...		79	...	
...	...	...	...		77	...	
...	...	...	...		...	75	
...	...	...	...		...	66	
...		65	164,6	...	...	111	[1]
...		56	180,3	...	...	114	
...	...	28	21,5	...	...	83	
...	...	42	98	...	...	94	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 40Х	Финишная обработка	Остаточ. сжим. напр.
	исходные образцы	0
	алмазная шлифовка	780
	электрокорундовая шлифовка	510
	обкатка роликами	880
	специальное точение	1570
	фрикционно-упрочняющая обработка	1390
	фрикционно-упрочняющая обработка + обкатка	1670
	Нормализация + отпуск	340
	Отпуск 473 К	1765
	Состояние поставки	460
	Э (электросталь)	1570—1590
	ЭШП	1570—1590
	ВДП	1570—1590
	Состояние поставки	340
	Нормализация 1123 К + отпуск 833 К	340
Сталь типа 40Х	Закалка 1123 К + отпуск 813 К	520
	Рафинированная	
	Способ выплавки $T_{отп.}$ , К	
	открытый 473	1570
Сталь 4340	электрошлаковый 473	1580
	вакуумно-дуговой 473	1570
Мартенситносталяющая сталь	...	1570
Сталь 50Х	...	1670
Сталь 40ХН	Закалка с 1113 К, масло + ОХ + +отпуск 423 К, 2 ч	
	$T_{ОХ}$ , К	
	—	1860
	223	1900
	183	1920
	77	2030
	Отпуск $T_{отп.}$ , К	
	473	1920
	573	1700
	673	1560
	773	1200
Сталь 40ХН	Закалка + отпуск	590
	Состояние поставки	330
	Закалка 1093 К + отпуск 873 К	590
	Закалка 1093 К + отпуск 773 К	800

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KQU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1/2</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	
...	...	...	...	...	...	43	[1]
...	...	...	...	...	...	45	
...	...	...	...	...	...	41	
...	...	...	...	...	...	49	
...	...	...	...	...	...	57	
...	...	...	...	...	...	53	
...	...	...	...	...	...	59	
600	18	44	...	40,9	...	93	[8]
1970	5,3	50,0	...	...	...	37,5	[15]
815	17	56	...	...	...	63,3	[16]
1910—1930	2,6	5,3	...	15,2	54,5	...	[20]
1910—1930	5,8	15,8	...	26,5	72,2	...	
1910—1930	3,6	13,8	...	35,8	83,1	...	
760	...	...	...	33	...	83	[21]
590	17	41	59	40	...	93	[25]
690	15	40	60	89	...	138	
1920	2,6	6,3	...	...	...	54	[1]
1920	5,8	15,8	...	...	...	72	
1920	3,6	13,8	...	...	...	83	
...	...	...	...	...	...	57	[7]
...	...	...	...	...	...	92	
2300	6,6	16,5	...	...	...	25	[1]
2320	6,1	14,5	...	...	...	27	
2330	4,3	13,5	...	...	...	27	
2320	3,2	10,0	...	...	...	25	[15]
2090	6,5	46,7	...	...	...	27,6	
1840	6,4	51,5	...	...	...	30,2	
1640	6,3	48,6	...	...	...	85,0	
1270	8,1	57,2	...	...	...	130,0	
735	14	44	...	27,8	...	76	[8]
690	...	...	...	53	...	107	[21]
740	14	45	69	28	...	77	[25]
960	11	43	75	98	...	145	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 50ХН	Закалка + отпуск 473 К	1730
	Закалка + отпуск под напряжением при растягивающей нагрузке $\sigma = 0,8\sigma_{0,2}$ , 60 с	1990
	Закалка 1123 К, масло + ОХ + отпуск 423 К, 2 ч	
	$T_{OX}$ , К	
	—	1840
Сталь 30ХМА	203	1960
	77	2020
	Закалка 1153 К + отпуск 813 К	720
	Закалка 1153 К, масло + отпуск, 813 К	625—730
	$T_{исп}$ , К	
	373	...
	333	...
	293	...
	243	...
	223	...
Сталь типа 40ХНМ	Рафинированная	
	Способ выплавки $T_{отп}$ , К	
	открытый 473	1620
	вакуумный 473	1600
	открытый 678	1490
Сталь 40С2Х	вакуумный 678	1460
	ВТМО	
	$T_{отп}$ , К	
	473	1760
	573	1690
	Контрольная закалка	
	$T_{отп}$ , К	
	473	1620
	573	1570
	ВТМО: нагрев под прокатку 1173К + прокатка со степенью обжатия 40 % за один проход со скоростью $0,2 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ + закалка 873 К	
	КО: закалка от 1173 К	
	$T_{отп} = 453 \text{ К}$	
	ВТМО	1670
	КО	1570
	$T_{отп} = 573 \text{ К}$	
	ВТМО: то же	1710
	КО: то же	1620
	$T_{отп} = 673 \text{ К}$	
	ВТМО: то же	1550
	КО: то же	1440

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{CU}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{IC}$ , кН·м <sup>-1/2</sup>	$K_{IC}$ , МПа·√м	$K_{IC}$ , МПа·√м	
2150	13,7	...	...	...	...	23	[1]
2185	13,3	...	...	...	...	26	
2250	7,2	19,5	...			23	[4]
2330	5,7	13,0	...			25	
2340	4,2	12,0	...			22	
840	9	44	16			...	
790—860	5—12	40—47	...			...	
...	...	...				89	[1]
...	...	...				84	
...	...	...				54	
...	...	...				47	
...	...	...				53	
1960	11,0	50				38	[1]
1900	10,0	51				75	
1490	8,0	42				40	
1460	10,0	150				79	
2060	12	53	...		...	77	[1]
1910	12	55	...		...	89	
1960	9,5	30				66	[3]
1860	10	37				77	
...			...	16,5	...	55	
...			...	13,6	...	49	
...			...	16,4	...	55	
...			...	15,5	...	50	
...	...	...	...	33,4	...	82	
...	...	...	...	31,4	...	75	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 60С2Х	$T_{отп} = 773 \text{ K}$	
	ВТМО: то же	1330
	КО: то же	1280
	$T_{отп} = 873 \text{ K}$	
	ВТМО: то же	990
	КО: то же	950
	ВТМО	
	$T_{отп}, \text{ K}$	
	573	2205
	698	2060
	773	1570
	Контрольная закалка	
	$T_{отп}, \text{ K}$	
	573	1940
	698	1860
	773	1450
	ВТМО: нагрев под прокатку 1173 K, подстуживание до 1133 K, степень обжатия 35 % за один проход, прокатка со скоростью $0,3 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ , закалка, масло	
	КО: закалка 1173 K, масло	
Сталь 20Х13	$T_{отп} = 573 \text{ K}$	
	ВТМО	1960
	КО	1900
	$T_{отп} = 673 \text{ K}$	
	ВТМО: то же	1860
	КО: то же	1800
	$T_{отп} = 773 \text{ K}$	
	ВТМО: то же	1430
	КО: то же	1380
	Отжиг	335
Сталь 16ГНМА	Закалка	1030
	...	420
	Нормализация + отпуск	420
	То же	490
Сталь 20ХГНР	Закалка 1103 K + отпуск 473 K	1140
Сталь 35ХМФА	Закалка 1153 K + отпуск 873 K	770
Сталь 37ХН3А	Отпуск 923 K, 1 ч	730
	Отпуск 813 K, 8 ч	720
Сталь 30ХГСН2А	Закалка 1173 K	
	$T_{отп}, \text{ K}$	
	723	1240
	823	1060
	923	770

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	КСУ, Дж·см <sup>-2</sup>	Грещиностойкость			Источ- ник	
				$G_{IC}$ кН·м <sup>-1/2</sup>	$K_{IC}$ МПа·√м	$K_{IC}$ МПа·√м		
...	...	...	...	65,3	...	117	[1]	
...	...	...	...	57,3	...	106		
...	...	...	...	107,0	...	156		
...	...	...	...	95,2	...	147		
2400	8	38	...	...	...	45		
2160	10	35	...	...	...	71		
1715	11,5	40	...	...	...	72		
2160	5	27	...	...	...	31		
2010	7	30	...	...	...	52		
1620	11	36	...	...	...	63		
...	...	...	...	5,7	...	34	[2]	
...	...	...	...	4,0	...	26		
...	...	...	...	5,9	...	33		
...	...	...	...	3,7	...	26		
...	...	...	...	19,3	...	62		
...	...	...	...	15,5	...	49		
730	33,4	52	...	...	...	42		
1165	26	49,8	...	...	...	32		
560	32	57	...	...	...	125		
560	32	57	...	72,1	...	123		
590	...	...	...	86	...	136		
1340	6	27	39	...	...	...	[4]	
920	14	61	24	...	...	...		
990	...	...	...	...	...	73,8		[17]
980	...	...	...	...	...	39		
...	...	33	45	...	...	84,3	[1]	
...	...	30	34,3	...	...	62		
...	...	38	115,6	...	...	111		

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 35ХСНЗМА	Состояние поставки	
	$T_{\text{исп}}$ , К	
	293	460
	77	840
	Состояние поставки	470
	Закалка 1133 К + отпуск 523 К	1540
	Пруток кованый $d = 14$ мм, нормализация 1173 К + закалка 1173 К, масло + отпуск 523 К, 2 ч, ДП	
	$v_{\text{деф}}$ , мм $\cdot$ с $^{-1}$	
	$8,3 \cdot 10^{-2}$	1600
	200	1540
Сталь 30Х2Н2МА	$8,3 \cdot 10^{-4}$	...
	$17 \cdot 10^{-2}$	...
	8,3	...
	$8,3 \cdot 10^{-2}$ (77 К)	...
	Закалка 1143 К, масло + отпуск 873 К	980
	$T_{\text{исп}}$ , К	
Сталь Х15Н5Д2Т	253	...
	213	...
	153	...
	Пруток $d = 160$ мм, продольное направление вырезки образцов	
Сталь 40ХН2СВА	$T_{\text{исп}}$ , К	
	293	860
	233	1130
	198	1290
	ВДП, поковка, продольное направление вырезки образцов	
	$T_{\text{исп}}$ , К	
Сталь 40ХН2СВА	293	...
	253	...
	233	...
	223	...
	213	...
	183	...
	153	...
	То же, поперечное направление вырезки образцов	
	$T_{\text{исп}}$ , К	
	293	...
	253	...



$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{Ic}$ кН·м <sup>-1/2</sup>	$K_{Ic}$ МПа·√м	$K_{Ic}$ МПа·√м	
							[14]
770	19	52	...	...	...	49,6	
900	1,6	4	...	...	...	16,4	
790	19	52	...	...	...	51,2	[16]
1750	11	46	...	...	...	76,0	[13]
1860	13	54	$a_c = 8,3$	...	94	...	
$\sigma_{co} = 2160$							
1850	12	51	12,6	...	110	...	
$\sigma_{co} = 2580$							
$\sigma_{co} = 2070$	...	...	6,6	...	90	...	
$\sigma_{co} = 2395$	...	...	11	...	102	...	
$\sigma_{co} = 2595$	...	...	11	...	106	...	
$\sigma_{co} = 1070$	...	...	11,7	...	45	...	
1110	10—13	56—62	...	...	...	...	[5]
...	...	...	...	...	...	127	
...	...	...	...	...	...	134	
...	...	...	...	...	...	93	[6]
1260	10	...	...	...	...	141	
1370	...	...	...	...	...	87	
1400	...	...	...	...	...	62	[6]
1810	12	...	...	...	...	61	
...	...	...	...	...	...	54	
...	...	...	...	...	...	52	
...	...	...	...	...	...	51	
...	...	...	...	...	...	48	
...	...	...	...	...	...	44	
...	...	...	...	...	...	40	
...	...	...	...	...	...	55	
...	...	...	...	...	...	54	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 45ХН2МФА	228	...
	213	...
	Отпуск	
	$T_{отп}$ , К	
	473	1790
	573	1765
	653	1620
	693	1535
	773	1360
	Закалка 1133 К + отпуск 673 К	1490
Сталь 15ХСНД:	$T_{исп}$ , К	
0,125 С; 0,68 Мп; 0,70 Cr;	293	320
0,60 Si; 0,035 S;	253	340
0,013 Р; 0,40 Ni; 0,16	233	350
Си; 0,015 Ti	203	370
Сталь 10СГАТЮ	...	330
Сталь 12СГАФ	...	360
Сталь 12СГАЮФ	...	290
Сталь 10ХГСМФЮ	...	410
Сталь 12ХГСМФЮ	...	550
Сталь 10ХГСМЮ	...	780
Сталь 40ХГСМФЮБ	...	480
Сталь 12Х1М	...	290
Сталь 12Х2М	...	590
Сталь 40ХГСНДАМФ	...	735
Сталь 25ХНЗМФА	Направление вырезки	
	радиальное	580
	осевое	560
Сталь 36Х2НЗМФА	Нормализация + закалка + высокий отпуск	680
Сталь 38ХНЗМФА	То же	590
ВКС-210	Прутки кованые $d = 14$ мм, закалка 1323 К + 1173 К (2 раза) + 1023 К + старение 793 К, 3 ч, ДП	
	$v_{деф}$ , мм · с <sup>-1</sup>	
	$8,3 \cdot 10^{-4}$	...
	$8,3 \cdot 10^{-2}$	1940
	8,3	...
	200	1970
	$8,3 \cdot 10^{-2}$ (77 К)	...

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	
...	...	...	...	...	...	48	[15]
...	...	...	...	...	...	48	
2080	7,5	47,2	...	...	...	41,1	
1870	6,7	52,1	...	...	...	43,2	[16]
1700	6,6	48,2	...	...	...	59,8	
1660	6,6	47,9	...	...	...	81,7	
1430	6,9	49,8	...	...	...	128,0	
1680	12	42	...	...	...	65,1	
510	33,3	68,0	...	...	...	45	
550	34,0	65,0	...	...	...	59	
570	35,0	64,6	...	...	...	66	[10]
600	34,5	66,6	...	...	...	87	
540	26	65	...	...	...	85	
560	33	65	...	...	...	85	
420	30	65	...	...	...	93	
590	24	60	...	...	...	73	
780	11	36	...	...	...	63	
1130	8	25	...	...	...	77	
725	13	42	...	...	...	83	
460	25	60	...	...	...	86	
830	18	30	...	...	...	58	
980	16	51	...	...	...	116	
710	21,4	56,7	113,7	...	190	...	
700	25,8	76	286,2	...	222	...	
770	21,2	70,3	191,1	...	...	132	
830	21,0	59,8	141,1	...	...	125	
$\sigma_{\infty} = 1670$	...	...	$a_c = 5,3$	...	74	...	[13]
2060	10	51	4,6	...	78	...	
$\sigma_{\infty} = 1730$	...	...	4,8	...	76	...	
$\sigma_{\infty} = 1730$	...	...	4,9	...	77	...	
2050	8	45	...	...	...	...	
$\sigma_{\infty} = 1760$	...	...	1,4	...	50	...	
$\sigma_{\infty} = 1140$	...	...	...	...	...	...	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь ШХ15	Закалка 1133 К, масло + отпуск 393 К, 1 ч + ОХ + отпуск 473 К $T_{OX}$ , К	1940
	—	2020
	223	2195
	183	2240
	77	2120
Сталь ЮЗ	Отпуск 473 К	550
Сталь 10ГН2МФА:	Нормализация	
0,145 С; 0,007 Р; 1,636 Мп; 0,06 Сг; 0,24 Si;	Состояние поставки	
0,53 Мо; 0,02 Al; 1,26 Ni; 0,01 S	$T_{исп}$ , К	
	293	480
	223	520
	203	560
	153	630
	108	660
	83	895
Армко-железо:	Нормализация	
0,026 С; 0,035 Сг; 0,14 Мп; 0,005 Мо; 0,1 Si;	$T_{исп}$ , К	
0,11 Ni; 0,24 S; 0,15 Cu;	293	240
0,003 Р	83	750
Сталь 45:	Нормализация	
0,46 С; 0,15 Сг; 0,67 Мп;	$T_{исп} = 293$ К	335
0,24 Ni; 0,04 S; 0,28 Si;	Закалка 1073 К, вода + отпуск 433 К, 2 ч	
0,05 Р	$T_{исп} = 293$ К	1280
Сталь ВНС-2	Горячая деформация 923 К + 1273 К + 203 К + 723 К	...
	Горячая деформация 923 К + 1273 К + 698 К + 723 К	...
	Горячая деформация 1473 К + 923 К + 1273 К + 203 К + 723 К	...
	Горячая деформация 1473 К + 923 К + 1273 К + 723 К	...
	Горячая деформация 1473 К + 203 К + 723 К	...
	Горячая деформация 923 К + 1373 К + 723 К	...
	Горячая деформация 1273 К + 723 К	...
Сталь Н25Х2Т3	Закалка + ФН	440
	То же + старение 873 К, 2 ч	830
Сталь Н26Х5Т3	Закалка 1373 К	270
Сталь Н26Т3	То же	245
	То же + старение 823 К, 1 ч	490

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{IC}$ , кН·м <sup>-1/2</sup>	$K_{IC}$ , МПа·√м	$K_{IC}$ , МПа·√м	
[1]							
2360	3,08	...	...	...	...	20	
2380	2,97	...	...	...	...	23	
2410	1,7	...	...	...	...	21	
2340	1,04	...	...	...	...	20	
2375	0,8	3,6	...	...	...	14,3	[15]
750	40	25	...	...	...	199	[2] [18]
610	24,9	69,7	...	...	...	...	
670	22,5	61,2	...	...	...	...	
685	26,1	69,0	...	...	...	91	
760	24,7	65,7	..	...	...	72	
775	19,4	64,3	...	...	...	59	
910	10,1	9,9	...	...	...	41	[18]
335	34,5	79,8	...	...	...	...	
750	9,0	23,5	...	...	...	23	[18]
600	25,6	47,5	...	...	...	...	
2040	6,0	19,7	...	...	...	32	
1350	...	...	117	...	...	170	[19]
1320	...	...	127	...	...	170	
1370	...	...	68	...	...	83	
1320	...	...	98	...	...	164	
1370	...	...	49	...	...	65	
1370	...	...	107,8	...	...	139	
1370	...	...	29,4	...	...	65	
640	...	...	...	...	...	57	[22]
980	...	...	...	...	...	78	
690	...	...	...	...	...	27	[22]
590	...	...	...	...	...	44	[22]
880	...	...	...	...	...	48	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 60Х3Г8Н8Ф	Закалка 1373 К	390
	То же + старение 923 К, 1 ч	640
Сталь 40Х4Г18Ф	Закалка 1373 К	390
	То же + старение 923 К, 8 ч	800
Сталь 40Г15Ф	Закалка 1373 К	340
	Закалка + старение 923 К, 7 ч	810
Сталь Н18К9М5Т	Старение 763 К, 6 ч	1990
	Старение 773 К, 24 ч	1930
	Азотирование 773 К, 24 ч	1790
Сталь У8	Закалка + отпуск	690
Сталь 000Х11Н10М1	Нормализация + старение	880
Сталь 00Х16Н5М1	Нормализация + отпуск	930
Сталь 12Х2МФ	Закалка + отпуск	540
Сталь 45ГСФ:	$T_{исп}$ , К	
0,46 С; 0,69 Si; 1,00 Мп;	293	730
0,14 V	213	780
Сталь 55: 0,55 С; 0,38 Si;	$T_{исп}$ , К	
0,65 Мп	293	630
	213	680
Сталь 65: 0,64 С; 0,28 Si;	$T_{исп}$ , К	
0,70 Мп	293	680
	213	730
Сталь 65Ф:	$T_{исп}$ , К	
0,64 С; 0,37 Si; 0,79 Мп;	293	700
0,10 V	213	750
Сталь 75: 0,74 С; 0,32 Si;	$T_{исп}$ , К	
0,83 Мп	293	700
	213	760
Сталь 22К:	...	330
0,26 С; 0,2 Cr; 0,34 Si;		
0,25 Ni; 0,89 Мп; 0,23		
Сu; <0,018 S; <0,020 P		
Сталь 14ГНМА:	...	340
0,13 С; 0,10 Cr; 0,31 Si;		
0,58 Ni; 0,90 Мп; 0,36		
Мо; <0,014 S; 0,20 Сu;		
<0,010 P		
Сталь 16ГНМА: 0,19 С;	...	420
0,29 Cr; 0,20 Si; 1,3 Ni;		
0,73 Мп; 0,40 Мо; <0,030		
S; 0,030 P		
Сталь 15Х2МФА:	...	540
0,17 С; 0,29 Si; 2,5 Cr;		
0,37 Мп; 0,18 Ni; <0,012		
S; 0,70 Мо; <0,010 P;		
0,27 V		

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{\sigma U}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{I\sigma}$ кН·м <sup>-1</sup>	$K_{\sigma}$ МПа·√м	$K_{I\sigma}$ МПа·√м	
880	...	...	...	...	...	44	[22]
980	...	...	...	...	...	45	
880	...	...	...	...	...	44	[22]
1030	...	...	...	...	...	37	
980	...	...	...	...	...	47	[22]
1180	...	...	...	...	...	75	
2080	...	...	...	...	...	79	[23]
2000	...	...	...	...	...	62	
1910	...	...	...	...	...	52	
...	16	...	...	...	...	43	[8]
...	13	48	...	...	...	257	[8]
...	18	62	...	...	...	251	[8]
...	22	75	...	...	...	204	[8]
							[24]
1030	15	45		...	...	61	
...	...	...		...	...	60	
							[24]
980	14	43	...	...	...	80	
...	...	...	...	...	...	62	
							[24]
1080	13	36	...	...		65	
...	...	...	...	...		55	
							[24]
1080	14	28	...	...	...	79	
...	...	...	...	...	...	59	
							[24]
1080	14	36	...	...	...	50	
...	...	...	...	...	...	44	
530	32	60	88	42	...	102	[25]
490	31	62	103	79	...	130	[25]
560	32	57	110	71	...	123	[25]
620	22	75	265	139	...	173	[25]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 000X11H10M2: 0,03 С; 10,1 Cr; 0,07 Si; 9,40 Ni; 0,09 Mn; 2,00 Mo; $\leq 0,010$ S; 0,21 Ti; $\leq 0,030$ P	...	900
Сталь 00X16H5M1: 0,03 С; 16,45 Cr; 0,10 Si; 5,39 Ni; 0,25 Mn; 0,98 Mo; $< 0,009$ S; $< 0,014$ P	...	1100
Сталь 15ГНМФА: 0,14 С; 0,14 Cr; 0,27 Si; 1,10 Ni; 1,10 Mn; 0,49 Mo; $< 0,004$ S; 0,007 V; $< 0,001$ P; 0,08 Cu		490
Сталь 00X12H3Д: 0,03 С; 13,4 Cr; 0,07 Si; 3,24 Ni; 0,3 Mn; 1,19 Cu; $< 0,015$ S; $< 0,015$ P		775
Сталь 15X2НМФА: 0,12 С; 1,2 Cr; 0,23 Si; 1,40 Ni; 0,41 Mn; 0,62 Mo; $< 0,008$ S; 0,09 V; $< 0,010$ P; 0,02 Cu	...	520
Сталь 24ХН2МФА	Мартеновская выплавка и вакуумная разливка. Закалка через воду в масло с 1153—1163 К + отпуск 913—933 К, 15 ч	
	$T_{\text{исп}}, \text{ К}$	
	293	765
	243	...
	213	...
Сталь 15ХНМФА	Поковка $t = 300$ мм. Закалка 1173—1193 К, вода + отпуск 923 К, 30 ч + 893 К, 15 ч + 923 К, 15 ч	
	$t = 50$ мм	
	$T_{\text{исп}}, \text{ К}$	
	293	590
	253	...
	233	...
	199	...
	То же, отпуск 923 К, 22 ч + 893 К, 25 ч + 623 К, 20 ч	
	$T_{\text{исп}}, \text{ К}$	
	293	600
	253	...
	233	...
	193	...



Продолжение табл. 2.1

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж · см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{IC}$ кН · м <sup>-1/2</sup>	$K_{IC}$ МПа · √м	$K_{IC}$ МПа · √м	
960	13	48	146	349	...	274	[25]
1130	16	55	101	293	...	252	[25]
610	22	60	221	113	...	156	[25]
820	18	64	150	342		272	[25]
600	21	76	226	212	...	214	[25]
							[26]
870	20,4	73,5	...		...	109	[27]
...	...	...	...		...	83—93	
...	...	...	...		...	56—80	
695	...		...		...	115—124	[27]
...	...		...		...	92	
...	...		...		...	89	
...	...		...		...	78	
740	...	...	...	...	...	155	
...	...	...	...	...	...	108	
...	...	...	...	...	...	108	
...	...	...	...	...	...	90	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
---------------------------------------	---	----------------------

Сталь 10ГНМФА

Поковка  $t = 200$  мм. Закалка

1173—1193 К, вода + отпуск

823 К, 12 ч

$T_{исп}$ , К

293

610

273

...

233

...

То же, отпуск 823 К, 12 ч +

+ 823 К, 100 ч

$T_{исп}$ , К

293

645

233

...

То же, отпуск 933 К, 12 ч

$T_{исп}$ , К

293

570

233

...

213

...

193

...

173

...

То же, отпуск 933 К, 12 ч +

+ 923 К, 100 ч

$T_{исп}$ , К

293

440

253

...

193

...

То же, отпуск 823 К, 12 ч

$T_{исп}$ , К

293

660

253

...

233

...

213

...

193

...

173

...

То же, отпуск 823 К, 12 ч +

+ 823 К, 100 ч

$T_{исп}$ , К

293

680

253

...

233

...

193

...

То же, отпуск 933 К, 12 ч

$T_{исп}$ , К

293

590

253

...

213

...

193

...

173

...

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж · см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{Ic}$ кН · м <sup>-1/2</sup>	$K_{Ic}$ МПа · √м	$K_{Ic}$ МПа · √м	
730	...	...	...			...	...
...	...	...	...			80	...
...	...	...	...			48	...
755	...	...	...			...	...
...	...	...	...			57	...
650	...	...	...	...	...	...	...
...	...	...	...	...	...	60	...
...	...	...	...	...	...	53	...
...	...	...	...	...	...	47	...
...	...	...	...	...	...	43	...
570	...	...	...	...	...	...	...
...	...	...	...	...	...	85	...
...	...	...	...	...	...	60	...
765	...	...	...	...	...	...	...
...	...	...	...	...	...	88	...
...	...	...	...	...	...	78	...
...	...	...	...	...	...	71	...
...	...	...	...	...	...	66	...
...	...	...	...	...	...	64	...
775	...	...	...	...	...	...	...
...	...	...	...	...	...	91	...
...	...	...	...	...	...	78	...
...	...	...	...	...	...	76	...
690	...	...	...	...	...	107	...
...	...	...	...	...	...	97	...
...	...	...	...	...	...	108	...
...	...	...	...	...	...	73	...
...	...	...	...	...	...	70	...

[27]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа
Сталь 10ГНМФА	Поковка $t = 200$ мм. Закалка 1173—1193 К, вода + отпуск 933 К, 12 ч + 923 К, 100 ч $T_{\text{исп}}$ , К 293 253	460 ...

Таблица 2.2. Характеристики трещиностойкости алюминиевых сплавов

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
АВ (Т1)	Полоса прессованная Полоса прессованная $t = 65$ мм, нерекристаллизованная, ПД	340 320	380 380
АК1 (Т1)	Плита катаная $t = 65$ мм. Старение 463 К, 8 ч ДП ПД ВД	320 ... 290	400 ... 370
	Плита катаная. Старение 463 К, 24 часа ДП ПД ВД	390 ... 320	430 ... 390
АК4-1 (Т)	Плита ковано-катаная $t = 82$ мм, ДП, $t = 50$ мм Плита ковано-катаная $t = 82$ мм, ПД, $t = 50$ мм	285 270	... ...
АК4-1 (Т1)	Плита ковано-катаная $t = 50$ мм ПД, 293 К ПД, 198 К Плита катаная ДП ПД ВД	370 ... 320 320 320	410 ... 430 420 410
	Листовой, $t = 2$ мм, ДП Закаленный и искусственно состаренный Искусственно состаренный Плита $t = 65$ мм. Старение 463 К, 8 ч	350 290 290 320	390 410 410 400

Продолжение табл. 2.1

$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{CU}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
				$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	

[27]

610	...	...	...	...	...	...	
...	...	...	...	...	...	86	

$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{CU}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	

12,6	26,2	...	...		41	[33]
13	...	...	...		43	[48]

[48]

10,5	25,8	...	...	...	31	
...	...	...	...	...	27	
5,3	6,8	...	...	...	25	

[48]

11	18	...		...	26	
...	...	...		...	25	
4,4	1,9	...		...	24	
...	...	...		...	39	[68]
...	...	...	...	...	33	

[6]

...	...	...			25	
...	...	...			26	

[32]

10,5	25,8	...	...	...	31	
11,7	23,8	...	...	...	27	
5,7	9,0	...	...	...	25	
6	...	...	...	48	...	[36]
20,0	...	...	...	...	46	[37]

20	...		28		47	[43]
10,5	25,8		...		31	[48]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
АК4-1 (Т1)	Плита $t = 65$ мм. Старение 463 К, 24 ч	390	430
	Полоса прессованная $42 \times \times 250$ мм	390	440
	Плита катаная $t = 65$ мм		
	ДП, 293 К	320	430
	ДП, 77 К	390	530
	ПД, 293 К	320	420
	ПД, 77 К	420	530
	ВД, 293 К	320	410
	ВД, 77 К	410	500
	Полоса прессованная $42 \times \times 250$ мм		
	ДП, 293 К	390	440
	ДП, 77 К	460	530
	Плита катаная $t = 85$ мм. Растяжение 1,8 %, ДП		
	$t = 13$ мм	430	...
	$t = 20$ мм	...	...
	$t = 35$ мм	...	...
	$t = 50$ мм	...	...
	Плита ковано-катаная $t = 82$ мм, ДП, $t = 50$ мм	400	...
	Плита ковано-катаная $t = 82$ мм, ПД, $t = 50$ мм	395	...
	Плита ковано-катаная $t = 60 \div 80$ мм	395	425
АК4-1 (Т2)	Плита ковано-катаная $t = 85$ мм	390	...
АК4-1 (Т2): 2,4 Cu; 1,4 Mg; 0,04 Zn; 1,18 Ni; 1,4 Fe; 0,25 Si; 0,02 Mn	Плита ковано-катаная $t = 80$ мм	400	430
АК4-1 (Т1, Т2)	Плита ковано-катаная $t = 82$ мм		
	ДП, $t = 35$ мм	390	...
	ПД, $t = 25$ мм	410	...
	Профиль прессованный $170 \times \times 500$ мм		
	ДП, $t = 35$ мм	390—420	...
	ПД, $t = 35$ мм	380—420	...
	Штамповка $t = 25$ мм		
	ДП, $t = 20$ мм	340—380	...
	ПД, $t = 20$ мм	330—340	...
	ВД, $t = 20$ мм	260—360	...
АК4-1ч	Плита $t = 80$ мм, ДП	380—420	420—440
	ПД, структура крупнозернистая	380	440
	мелкозернистая	360	430

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{CU},$ $\text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{IC},$ $\text{кН} \cdot \text{м}^{-1}$	$K_{IC},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	$K_{IC},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	
11,0	18	...	...	...	27	[48]
7,9	30,2	...	...	...	28	
10,5	25,8		...		31	
15,6	24,3		...		36	
11,7	23,8		...		28	
14,7	22,7		...		34	
5,7	9,0		...		25	
6,0	7,8		...		31	
7,9	30,2	...		...	27	
11,5	24,0	...		...	29	[68]
...	...			...	21	
...	...			...	21	
...	...			...	21	
...	...			...	22	
...	...			...	21	
...	...	...		...	21	
...	...			...	20—24	[68]
...	...			...	21	[68]
7	17,9				21—23	[30]
						[68]
...	...	...	...		20—22	
...	...	...	...		20—22	
...	...	...			21—28	
...	...	...			20—23	[68]
...	...	...	...		25—28	
...	...	...	...		24—27	
...	...	...	...		16—18	
...	2,5—3,5	...	...		20—22	[39]
6,8	...	...	...	...	31	
7,5	...	...	...	...	24	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
AK4-1ч	ДП, структура		
	крупнозернистая	340	420
	мелкозернистая	360	430
	ДВ, структура		
	крупнозернистая	360	415
	мелкозернистая	370	430
	Плита катаная, направление приложения нагрузки		
	продольное	380	420
	поперечное	380	420
	высотное	370	400
AK4-1ч (T1)	$t = 2,75$ мм	380	440
AK6 (T1)	Поковка 230×230 мм. Закалка 789 К, 4 ч + охлаждение, вода, 290—291 К + старение 433 К, 6 ч, воздух		
	вдоль волокон	275	410
	поперек волокон	260	390
	Поковка 190×350×3950 мм		
	ДП, $t = 50$ мм	320	...
	ПД, $t = 50$ мм	340	...
	ВД, $t = 50$ мм	320	...
	Поковка, ДП	340	430
AK8			
4,42 Cu; 0,50 Mg;	ПД	370	450
1,2 Si; 0,77 Mn; 0,24 Fe	ВД	350	380
4,58 Cu; 0,8 Mg;	ПД	410	460
1,07 Si; 0,79 Mn;	ВД	360	400
0,22 Fe			
4,42 Cu; 0,76 Mg;	ПД	390	460
1,03 Si; 0,81 Mn;	ВД	360	380
0,45 Fe			
AK8 (T1)	Полоса прессованная	430	530
	Плита рекристаллизованная	410	500
	$t = 20$ мм		
	Полоса рекристаллизованная	430	520
	146×168 мм		
	Полоса нерекристаллизованная	430	530
	146×168 мм		
	Полоса прессованная 146×168 мм. Температура прессования 723 К		
	ПД	430	530
	ДП	390	450
	ВД	380	420



δ, %	ψ, %	$K_{CU},$ Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{IC},$ кН·м <sup>-1</sup>	$K_{IC},$ МПа·√м	$K_{IC},$ МПа·√м	
5,2	...	...	...		22	[39]
5,0	...	...	...		21	
4,8	...				23	[45]
4,8	...				19	
8,4		...		...	24 (ДП)	
6,8	...	...		...	26 (ДВ)	
					23 (ПД)	[29] [28]
4,4	...	...	...	...	26 (ПВ)	
					19 (ВД)	
8,9				69	19 (ВП)	
14,4	...	...		...	...	[68]
8,2	...	...		...	...	
...	...	...	...	...	36—37	
...	...	...	...	...	35—41	
...	...	...	...	...	32—37	[68] [41]
...	8—9	...	...	...	37—40	
9	...	...			33—35	
2	...	...			26	
8	...	...			28—30	[33] [48]
2	...	...			23—27	
8	...				28	
2	...				24—27	
11,8	15,0				37	[33] [48]
10,6	23,7				34	
11,8	17,5			...	31	
11,8	17,5	...		...	34	
11,8	19,9	...	...	...	34	
7,1	8,3	...	...	...	29	
2,7	3,0	...	...	...	20	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
АК8 (Т1)	Полоса прессованная. Температура прессования 623 К		
	ПД	430	520
	ДП	400	460
	ВД	350	420
	Плита катаная $t = 20$ мм		
	ПД, 293 К	420	500
	ПД, 77 К	510	610
	Полоса прессованная 723 К		
	ПД	440	530
	ДП	330	450
	ВД	380	420
	$v_{\text{деф}}$ , мм $\cdot$ с $^{-1}$		
	$8,3 \cdot 10^{-4}$	...	...
	$8,3 \cdot 10^{-3}$	...	...
	$8,3 \cdot 10^{-2}$	...	...
АЛ4: 8,83 Si; 0,22 Mg; 0,28 Mn; 0,27 Fe; 0,14 Zn; следы Cu, Ti, Be; остальное Al	Закалка: нагрев до 808 К, 6 ч + охлаждение, вода + старение 448 К, 8 ч	230	260
АЛ4 (Д): 8,7 Si; 1,10 Cu; 0,54 Mg; 0,08 Fe; 0,12 Zr; <0,01 В; следы Mn; остальное Al	Закалка: нагрев до 788 К, 4 ч + 798 К, 8 ч + охлаждение до 323—333 К, вода	320	340
АЛ4 (М): 0,5 Si; 1,51 Cu; 0,58 Mg; 0,13 Fe; 0,16 Ti; <0,01 В; следы Mn; следы Zr; остальное Al	Закалка: нагрев до 788 К, 4 ч + 798 К, 8 ч + охлаждение до 322—333 К, вода + старение 438 К, 8 ч	305	370
АЛ9 (Т4)	Закалка 809 К, 4 ч + охлаждение, вода, 293—373 К	140	220
АЛ27-1: 0,02 Si; 10,35 Mg; 0,007 Fe; 0,06 Ti; 0,09 Be; 0,06 Zr; следы Cu; Mn; Zn; остальное Al	Закалка: нагрев до 603 К, 20 ч + + охлаждение до 363—373 К, вода	220	370
АМг6	Отжиг, ПД	150	310
	Нагартованный на 30 %		
	ПД	350	380
	под углом 45°	330	400
	ДП	320	380
	Нагартованный на 80 %, ПД	400	440

δ, %	ψ, %	КСУ, Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	
[48]						
11,8	17,5				31	
6,9	9,9				26	
4,8	3,8				20	
10,6	23,7				34	
12,8	19,5				49	
11,8	19,9				34	
7,1	8,3				29	
2,7	3,0				20	
[44]						
...		...	...		39	
...		...	...		41	
...		...	...		41	
9,1		7,7	$\gamma_{\Sigma} = 0,28$ Дж·см <sup>-2</sup>		...	[72]
4,3	...	4,1	$\gamma_{\Sigma} = 0,38$ Дж·см <sup>-2</sup>			[72]
3,1		6,6	$\gamma_{\Sigma} = 0,26$ Дж·см <sup>-2</sup>			[72]
4,5		...	...		22	[28]
34		49,8	$\gamma_{\Sigma} = 0,77$ Дж·см <sup>-2</sup>		...	[72]
25,6	30,5	32,7		...	...	[34]
5,4	20,0	22,5		67	...	[34]
12,0	25,6	20,6		65	...	
12,6	24,1	22,5		63	...	
4,8	5,9	10,6		48	...	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
AMr6:	Плита $t = 20$ мм		
0,23 Fe; 0,17 Si; 0,02	ПД, 111 К	180	390
Cu; 0,6 Mn; 6,04 Mg;	ДП, 111 К	180	400
0,02 Zn; 0,01 Cr; 0,06	ПД, 76 К	190	460
Ti; 0,001 Be	ДП, 76 К	190	460
AMr6 (M)	Сварное соединение		
	ПД, 297 К	...	...
	ПД, 77 К	...	...
AMr (M):	Плита $t = 19$ мм		
6,04 Mg; 0,23 Fe; 0,17	ПД, 295 К	170	350
Si; 0,02 Cu; 0,6 Mn;	ПД, 76 К	170	470
0,02 Zn; 0,01 Cr; 0,06	ПД, 4 К	...	...
Ti; 0,001 Be; остальное			
Al			
AU4G (1T351)	ПД	...	450
AV2GN (T6)	Старение	400	460
AV4G (1T351)	ПД	...	480
BAД23 (T1)	$v_{\text{деф.}}, \text{мм} \cdot \text{с}^{-1}$		
	$8,3 \cdot 10^{-4}$		...
	$8,3 \cdot 10^{-3}$		...
	$8,3 \cdot 10^{-2}$		...
	Полоса $t = 70$ мм. Старение		
	378 К, 14 ч		
	ПД	470	530
	ДП	280	400
	ВД	250	380
	Полоса $t = 70$ мм. Старение	490	550
	493 К, 9 ч, ПД		
	Полоса $t = 70$ мм. Старение	440	520
	438 К, 14 ч, ПД		
BAЛ10 (T5)	Отливка $85 \times 200 \times 200$ мм. Закалка 808 К, 7 ч + охлаждение, вода, 298—308 К + старение, 426 К, 5 ч + охлаждение, воздух	260	360
B93пч			
Сплав 1 (стандартный): 7,0 Zn; 2,05	ПД	480	500
Mg; 1,0 Cu; 0,31 Fe;	ДП	450	490
0,06 Si	ВД	480	480
Сплав 2:			
7 Zn; 2,03 Mg; 1,05	ПД	470	500
Cu; 0,11 Fe; 0,13 Ni;	ДП	450	500
0,03 Si	ВД	460	490
Сплав 3:			
7,0 Zn; 2,09 Mg; 1,05	ПД	490	510
Cu; 0,03 Fe; 0,15 Zr;	ДП	480	510
0,05 Si	ВД	480	510

Продолжение табл. 2.2

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{CU},$ Дж · см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ кН · м <sup>-1</sup>	$K_{Ic},$ МПа · √м	$K_{Ic},$ МПа · √м	
35					34,0	[56]
37					46,1	
29					32	
35					38,4	
...					$K_Q = 26,3$	[54]
...					$K_Q = 28,9$	
24					...	[55]
38					28,4	
...					24,7	
...					44	[52]
10,0					34	[52]
...					27	[52]
					37	[44]
					39	
					39	
						[48]
7,9					32	
6,3					21	
4,3					18	
6,1					34	
13,4				...	27	
7					40	[28]
8	9	2,5			28	[38]
7	12	2,4			...	
4	9	2,0			23	
7	10	3,0	...		29	
6	10	3,0	...		...	
15	10	2,0	...		26	
5	11	25	...	...	27	
5	7	20	...	...	...	
3	7	15	...	...	34	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Сплав 4: 5,5 Zn; 3,0 Mg; 1,0 Cu; 0,20 Fe; 0,03 Si	ПД	490	510
	ДП	480	510
	ВД	480	510
	Штамповка крупногабаритная $t = 35$ мм, ДП	470	...
В93пч (Т1)	Поковка, ДП	480	510
	Штамповка крупногабаритная $t = 35$ мм, ДП	430—435	...
	То же	...	...
В93пч (Т2)	Штамповка, ДП	450	490
	Штамповка крупногабаритная	...	...
	ДВ, $t = 35$ мм	430	...
В93пч (Т3)	ВД, $t = 35$ мм	420	...
	Штамповка, ДП	360	430
	Штамповка	355	425
В95 (Т1)	Полоса прессованная	500	570
	ДП	470	530
	ПД	430	500
	ВД	500	570
	Полоса прессованная	570	650
	Закаленный и искусственно состаренный	570	650
	Искусственно состаренный	570	650
	$v_{\text{деф}}, \text{мм} \cdot \text{с}^{-1}$		
	$8,3 \cdot 10^{-4}$	...	...
	$8,3 \cdot 10^{-3}$	...	...
	$8,3 \cdot 10^{-2}$	...	...
	Закаленный и искусственно состаренный	510	580
	...	450	540
	Полоса прессованная $65 \times 200$ мм, 923 К		
	ДП	540	590
	ПД	470	530
	ВД	450	500
	Полоса прессованная $65 \times 200$ мм, 673 К		
	ДП	510	570
	ПД	490	550
	ВД	430	500
	Полоса прессованная $t = 80$ мм, ДП, $t = 20 \div 50$ мм	590	...
	Закалка 743 К, старение 413 К	530	590

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{CU},$ Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic},$ МПа·√м	$K_{Ic},$ МПа·√м	
5	11	25			27	[38]
5	7	20			...	
3	7	15			21	
...	...	...			23—34	[68]
...	2,5				24—28	
...	...				28—33	[68]
...	...				34—39	
...	9				31—34	[68]
...	...				33—39	
...	...				32—39	
...	8				34—40	
...	...				35—39	[32]
8,4	13,6	...	...		31	
10,1	16,2	...	...		20	
3,0	5,3	...	...		18	
8,4	13,6	...	...		29	[33]
8,6	10,6	...	...		34	[37]
9	11	10	15	...	34	[43]
...	...	...	...	...	36	[44]
...	...	...	...	...	38	
...	...	...	...	...	39	
8,4	...	...	...	...	29	[49]
12	...	...			31	[48]
6,5	...	...		...	28	
6,0	...	...		...	20	
3,5	...	...		...	19	
6,4	...	...	...	...	30	
6,8	...	...	...	...	21	
4,0	...	...	...	...	19	
...	...	...	...	...	32	[68]
10	16	...	...	...	31,6	[16]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
В95 (Т2)	Полоса прессованная $t = 70$ мм, после перезакалки, ДП		
	$t = 25$ мм	520	...
	$t = 50$ мм	...	...
В95ч (Т1)	Поковка		
	$T_{исп}, K$		
	293	435	490
	77	515	580
В95пч	Отпуск		
	473 К, 16 ч	530	590
	393 К, 3 ч	450	570
	393 К, 24 ч	560	630
	373 К, 5 ч	410	545
	Двойной отпуск		
	393 К, 3 ч + 438 К, 6 ч	520	585
	393 К, 3 ч + 448 К, 8 ч	460	520
	373 К, 5 ч + 448 К, 8 ч	480	550
	Отпуск		
	413 К, 16 ч	510	570
	293 К, 3 ч	410	540
	293 К, 24 ч	535	610
	273 К, 5 ч	370	530
	Двойной отпуск		
	293 К, 3 ч + 438 К, 6 ч	495	555
	293 К, 24 ч + 448 К, 8 ч	485	550
	273 К, 5 ч + 448 К, 8 ч	425	500
В95пч (Т1)	$t = 4,0$ мм	510	570
	Закаленный и искусственно состаренный	500	570
	Плита штамповано-катаная $t = 35$ мм		
	ДП	480—500	...
	ПД	480	...
В95пч (Т2): 1,6 Cu; 2,1 Mg; 5,6 Zn; 0,02 Ni; 0,2 Fe; 0,04 Si; 0,31 Mn	Плита ковано-катаная $t = 50$ мм	460	525
В95пч (Т2)	Плита штамповано-катаная $t = 40$ мм		
	ПД, 293 К	430	500
	ПД, 223 К	...	...
	ДП, 293 К	440	500
	ДП, 223 К	..	...
	$t = 4,0$ мм	450	510
	Плита $t = 35$ мм, ДП	460	...



$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ $ж \cdot см^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{IC},$ $кН \cdot м^{-1}$	$K_{IC},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	$K_{IC},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	
						[68]
...	...	...	...		39	
...	...	...	...		39	[47]
5	7,2	...	...	...	37	
6	8,5	...	...	...	32	[31]
8,9	16,4	...	...	...	32	
11,3	13,4	...	...	...	51	
9,4	15,1	...	...	...	29	
11,0	13,5	...	...	...	45	
10,5	27,0	...	...	...	34	
10,5	29,8	...	...	...	29	
9,4	26,6	...	...	...	38	[31]
7,9	15,4	...	...	...	22	
10,5	12,9	...	...	...	40	
8,4	15,0	...	...	...	22	
11,0	13,7	...	...	...	42	
8,0	19,7	...	...	...	26	
8,3	20,2	...	...	...	24	
8,3	20,9	...	...	...	30	
12,7	...	...	...	97,6	...	[29]
12	...	...	...	...	41	[49]
						[68]
...	...	...	...	...	28—35	
...	...	...	...	...	27—32	
11,5	26,3	...	...	...	33—38	[30]
						[6]
10	...	...	...	...	33	
...	...	...	...	...	34	
9	...	...	...	...	27	[6]
...	...	...	...	...	27	
11,3	...	...	...	108,0	...	[29]
...	...	...	...	...	34	[68]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
В95пч (Т2)	Плита штамповано-катаная $t = 35$ мм		
	ДП	440	...
	ПД	450	...
	Плита катаная правленая $t = 40$ мм		
	ДП, $t = 35$ мм	475	...
	ПД, $t = 35$ мм	485	...
	Полоса прессованная $t = 70$ мм		
	ДП, $t = 50$ мм	520	...
	ПД, $t = 50$ мм	510	...
	Плита ковано-катаная $t = 60 \div 80$ мм	430	500
В95пч (Т3)	Плита штамповано-катаная $t = 35$ мм		
	ДП	460	...
В95А (Т1)	ПД	430	...
	Лист $t = 4$ мм, ПД	430	520
В96 (Т1)	Плита $t = 20$ мм	490	610
	Лист холоднокатаный $t = 2$ мм	590	620
	Лист теплокатаный	540	610
	Лист холоднокатаный $t = 2$ мм		
	ДП	590	620
	ПД	550	610
	Лист теплокатаный $t = 2$ мм		
	ДП	540	620
В96ц (Т1)	ПД	580	620
	...	590	620
	Закаленный и искусственно состаренный	490	590
	Искусственно состаренный	490	590
	Поковка		
	$T_{исп}$ , К		
	293	470	520
	77	550	580
В96ц(Т1), 0,2 Zr Д16	Лист холоднокатаный $t = 2$ мм	550	620
	...	490	550
	Профиль $t = 2,3$ мм, структура рекристаллизованная	350	440
	0,69 Мп	400	490
	0,71 Мп		
	Полоса $5 \times 100$ мм, структура рекристаллизованная	350	450
	0,49 Мп	380	520
	0,71 Мп		
	Полоса $5 \times 100$ мм, структура рекристаллизованная	340	440
	Полоса $12 \times 65$ мм, структура рекристаллизованная	340	490
	нерекристаллизованная	360	530

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ Дж·см <sup>-2</sup>	Грещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic},$ МПа·√м	$K_{Ic},$ МПа·√м	
...	...	...	...	...	30—38	[68]
...	...	...	...	...	26—29	
...	...	...	...	...	23—33	
...	...	...	...	...	24—27	
...	...	...	...	...	39—40	
...	...	...	...	...	27—31	
...	...	...	...	...	33—38	[68]
...	...	...	...	...	...	[68]
...	...	...	...	...	34—43	
...	...	...	...	...	26—36	
10	...	...	60	...	...	[36]
7,3	12,2	...	...	...	28	[48]
10	...	...	...	...	28	
10,6	...	...	...	...	32	
10	...	...	...	...	28	
9,2	...	...	...	...	23	
10,6	...	...	...	...	31	[48]
2,6	...	...	...	...	27	
10	...	...	...	...	28	
4,7	...	...	...	...	21	[37]
5	...	...	6	...	22	[43]
...	...	...	...	...	...	[47]
4,3	9,2	...	...	...	22	
4	11,4	...	...	...	20	
9,0	...	...	...	...	23	[48]
5	...	...	...	...	23	[48]
...	...	...	...	...	...	[42]
21	...	...	...	...	55	
13	...	...	...	...	71	
20,5	28,0	21,5	...	...	80	
14,5	20,0	21,5	...	...	77	
20,0	28,5	20,6	...	...	66	
17,5	22,5	17,6	...	...	29	
14,0	18,0	19,6	...	...	24	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термобработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Д16	Естественно состаренный	360	520
	Искусственно состаренный	380	550
	Естественно состаренный	360	520
	Искусственно состаренный	380	550
	Плита катаная $t = 70$ мм. Закалка + правка до 1,5 % + естественное старение	280	410
	Плита катаная $t = 40$ мм. Закалка + естественное старение	270	420
	Полоса $12 \times 75$ мм	360	540
	Рекристаллизованный	340	400
	Плита рекристаллизованная $t = 70$ мм	300	420
	Закаленный и естественно состаренный	340	510
Д16 (Т), 0,71 Мп Д16 (Т)	Полоса прессованная $65 \times 200$ мм		
	ДП	340	510
	ПД	270	440
	ВД	280	450
	Плита катаная $t = 40$ мм		
	ДП	280	370
	ВД	290	320
	Полоса прессованная $65 \times 200$ мм		
	ДП, 293 К	340	510
	ДП, 77 К	430	660
	ПД, 293 К	270	440
	ПД, 77 К	410	580
	ВД, 293 К	290	450
	ВД, 77 К	360	560
	Полоса нерекристаллизованная $12 \times 75$ мм		
	ДП, 293 К	340	490
	ДП, 77 К	...	...
	Полоса рекристаллизованная $12 \times 75$ мм		
	ДП, 293 К	340	490
	ДП, 77 К	...	...
Д16 (Т1)	Плита катаная $t = 20$ мм	350	...
	Полоса прессованная		
	ДП	340	490
	ВД	330	410
	Рекристаллизованный	...	...
	Закаленный и искусственно состаренный	440	490
	ПД	300	420
	ДП	340	490
	ВД	330	420

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{CU},$ $\text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ $\text{кН} \cdot \text{м}^{-1}$	$K_{Ic},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	$K_{Ic},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	
14,2	16,3		...		43	[37]
13,3	14,0		...		31	
14	16		27		44	[43]
13	14		12		31	
19,4	...		...		45	[46]
22,2					45	
13,8	...			...	38	[48]
17,5	...			...	42	
5,4	7,9			...	35	
13,7	...				37	
13,7	13,8				37	
13,1	15,1				31	
19,4	19,5				29	
9,6	12,6			...	33	
1,3	2,2			...	28	
13,7	13,8				37	
15,8	14,5				56	
13,1	15,1				31	
13,4	15,3				36	
19,4	19,5				29	
19,2	20,1				30	
13,8					42	
...					50	
17,5	...				42	
...	...				50	
...	...				30	[68] [31]
9,0	20,0				41	
3,6	7,0				29	
...	...				33	[48]
9,1	26				31	
5,4	7,9	...	...	...	35	
9,1	20,0	...	...	...	31	
3,6	7,1	...	...	...	21	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Д16 (Т1)	Полоса прессованная 65 × × 200 мм ДП, 293 К	340	490
	ДП, 77 К	430	630
	ВД, 293 К	330	420
	ВД, 77 К	430	510
Д16 (Т1), 0,17 Zr	Профиль нерекристаллизованный	430	550
Д16 (Т1), 0,2 Zr	Профиль рекристаллизованный	370	480
	Закаленный и искусственно состаренный	430	550
Д16 (Т4)	Плита ДП	280	...
	ВД	300	...
	Полоса, ДП	340	...
Д16ч (Т)	$t = 3,75$ мм	330	450
	Поковка 155 × 150 × 1250 мм, $t = 50$ мм, ПД	290	...
	Профиль прессованный 170 × × 500 мм, $t = 40$ мм		
	ДП, $t = 50$ мм	340	...
	ПД, $t = 50$ мм	360	...
	ВД, $t = 25$ мм	335	...
	Поковка 155 × 550 × 1250 мм, $t = 50$ мм		
	ДП	290	...
	ПД	280	...
	ВД	280	...
	Поковка, ПД	290	450
	Штамповка	330	455
Д16ч (Т1)	Поковка 155 × 550 × 1250 мм, $t = 50$ мм		
	ПД	340	...
	ВД	320	...
	Поковка 155 × 150 × 1250 мм, $t = 50$ мм, ПД	375	...
	Штамповка		
	ДП, $t = 35$ мм	465	...
	ПД, $t = 35$ мм	475	...
	ВД, $t = 20$ мм	455	...
	Плита ковано-катаная $t = 40$ мм		
	ДП, $t = 35$ мм	450	...
	ПД $t = 35$ мм	460	...
	Поковка, ПД	340	440
	Плита ковано-катаная $t = 40$ мм	470	490
Д16оч (Т1)	Плита катаная $t = 40$ мм	470	500

$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	
						[48]
9,1	20,0			...	31	
11,6	19,2			...	35	
3,6	7,1			...	21	
2,5	4,4			...	23	
10,2	...			...	38	[48]
10,6	...				48	
10,2	...				38	[48]
...	...	...	...	...	33	[48]
...	...	...	...	...	28	
...	...	...	...	...	37	
21,0	...	...	...	96,5	...	[29]
...	...	...	...	...	36	[68]
...	...	...	...	...	53	
...	...	...	...	...	32—43	
...	...	...	...	...	28—30	
...	...	...	...	...	34—40	
...	...	...	...	...	34—36	
...	...	...	...	...	32—37	
...	11—12	...	...	...	34—38	
...	...	...	...	...	34—40	[68]
...	...	...			22—26	
...	...	...			24—26	
...	...	...			24	
...	...	...			30—31	
...	...	...			21—23	
...	...	...			17—18	
...	...	...	...	...	27—29	
...	...	...	...	...	24—28	
...	3	...	...	...	22—26	
...	...	...	...	...	25—28	
...	...	...		...	30—32	[68]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Д16пч (Т)	Закаленный и естественно состаренный	360	540
	ДП	350	540
	ПД	300	460
	ВД	260	420
	Полоса прессованная 65 × × 200 мм		
	ДП, 293 К	360	540
	ДП, 77 К	440	670
	ПД, 293 К	300	460
	ПД, 77 К	400	590
	ВД, 293 К	270	420
	ВД, 77 К	370	500
Д16пч (Т1)	Повышенной чистоты	420	510
	Закаленный и искусственно состаренный	420	510
	ДП	420	510
	ВД	420	470
	Полоса прессованная 65 × × 200 мм		
	ДП, 293 К	420	510
	ДП, 77 К	550	640
	ВД, 293 К	420	470
	ВД, 77 К	490	570
Д16А (Т)	Лист $t = 5$ мм, ДП	310	445
Д16А (ТН)	То же	370	490
Д19ч (Т)	Плита горячекатаная $t = 30$ мм		
	ПД, 293 К	260	430
	ПД, 223 К	...	...
	ДП, 293 К	250	400
	ДП, 223 К	...	...
Д20 (Т1)	Закаленный и искусственно состаренный	260	390
	Полоса прессованная 723 К		
	нерекристаллизованная	290	420
	рекристаллизованная	250	390
	Полоса нерекристаллизованная		
	ДП	290	...
	ПД	300	...
	ВД	300	...
	Полоса кристаллизованная		
	ДП	250	...
	ПД	310	...
	ВД	270	...
Д20-1 (Т1)	Поковка	280	410
Х7080 (Т751)	Плита	410	470
Х7080 (Т7510)	Профиль прессованный	440	490



$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU, \text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	Грещиностойкость			Источ- ник
			$G_{I\sigma}, \text{кН} \cdot \text{см}^{-1}$	$K_{\sigma}, \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	$K_{I\sigma}, \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	
14,5	...				46	[48]
14,5	16,2			...	45	
16,7	27,2			...	32	
11,3	16,0			...	30	
14,5	16,2				46	
16,1	17,3				61	
16,7	27,2				32	
15,7	17,6				43	
11,3	16,0				30	
8,3	11,6				32	
9,9	31,8				43	[44]
9,9	31,8				43	[48]
9,9	31,8			...	43	
6,3	15,5			...	20	
9,9	31,8			...	43	
10,4	23,8			...	42	
6,3	15,5			...	20	
10,0	12,8			...	19	
19	...			91	...	[36]
13	...			74	...	[36]
						[6]
14					36	
...					31	
15					28	
...					29	
20					43	[48]
19,5	27,2				37	
22,2	32,8				52	
...					37	
...					35	
...					30	
...	...	...		...	52	
...	...	...		...	46	
...	...	...		...	36	
8,9	19,4	...		...	32	[33]
12,6	...	...		...	31	[58]
13,0	...	...		...	41	[58]

Марка материала, химический состав	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Магнийевый сплав МА12 (Т2): 2,9 Nd; 0,44 Zr; остальное Mg	Отжиг 623 К, 1 ч + охлаждение, воздух	130	210
Магнийевый сплав МА12 (Т6): то же	Нагрев до 808 К + закалка + старение 473 К, 16 ч	190	265
Магнийевый сплав МА12 (Т8): то же	ВТМО с последующей холодной деформацией на 5—10 %	250	260
Магнийевый сплав МА2-1: 4,17 Al; 0,85 Zn; 0,5 Mn; примеси: 0,05 Cu; 0,004 Ni; 0,01 Si; 0,005 Fe	Отжиг 523 К, 1 ч	220	290
Магнийевый сплав МА2-1пч: 4,5 Al; 0,89 Zn; 0,39 Mn; примеси: 0,002 Cu; 0,0008 Ni; 0,0035 Si; 0,0027 Fe	Отжиг 523 К, 1 ч	170	280
Магнийевый сплав МА15: 3,15 Zn; 1,88 Cd; 0,83 La	Отжиг 538 К, 1 ч	245	270
Магнийевый сплав ИМВ6: 0,12 Al; 0,55 Mn; 0,49 Cd; 7,8 Y; 0,11 Ce	Горячепрессованный без последующей термообработки	240	280
Магнийевый сплав МА21: 5,4 Al; 1,0 Zn; 8,6 Li; 4,7 Cd	Стабилизирующий отжиг 448 К, 1 ч	150	220
01420 (Т1)	Профиль прессованный $T_{исп}$ , К 293 77	310 350	470 580
01911 (Т1)	Штамповка средних размеров ДП, $t = 35$ мм	260	...
	ПД, $t = 35$ мм	270	...
	Полоса прессованная	330	400
	Плитакатаная $t = 20$ мм		
	ДП, 293 К	330	400
	ДП, 173 К	360	470
	ДП, 77 К	410	550
1201	ДП, 5 К	...	...
	Закалка + искусственное старение 463 К, 26 ч		
	ПД	270	410
	ДП	260	400
	ВД	270	390

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ $\text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ $\text{кН} \cdot \text{м}^{-1}$	$K_{Ic},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	$K_{Ic},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	
18,5	...	...	...	$K_{th} = 1,8$ $K_{fc} = 13,0$	15	[35]
8,7				$K_{th} = 2,2$ $K_{fc} = 19,0$	19	[35]
16,7				$K_{th} = 2,0$ $K_{fc} = 16,0$		[35]
11,9				$K_{th} = 2,5$ $K_{fc} = 20$		[35]
12,0	...			$K_{th} = 2,1$ $K_{fc} = 22,0$		[35]
11,0		...		$K_{th} = 2,1$ $K_{fc} = 17$	19	[35]
16,0		...	...	$K_{th} = 2,2$ $K_{fc} = 17,5$	...	[35]
9,5				$K_{th} = 2,0$ $K_{fc} = 15,5$	16—18	[35]
						[48]
60	8,1				27	
4,9	4,9				24	
...	...				19—20	[68]
...	...				18—20	
11,2	37,0				42	[33]
						[65]
11,2	37	...		...	48	
12,7	25,5	...		...	...	
15,0	28,3	...		...	48	
...	...	...		...	35	
						[40]
12,6	...	13	...		...	
12,5	...	...	...		32	
6,3	...	6,3	...		...	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
1201	Закалка + нагартовка 4 % + + искусственное старение 453 К, 18 ч		
	ПД	340	450
	ДП	350	450
	ВД	340	440
	Плита правленая, ковано-катаная из плоского слитка, осаж- денного по широкой стороне		
	ДП, $t = 50$ мм	335—350	...
	ПД, $t = 50$ мм	325—350	...
	ВД, $t = 25$ мм	350	...
	То же, из круглого слитка, осаженного по диаметру		
	ДП, $t = 50$ мм	350—360	...
	ПД, $t = 50$ мм	340—350	...
	ВД, $t = 25$ мм	345—360	...
	Плита штамповано-катаная из круглого слитка, осажденного по диаметру		
	ДП, $t = 50$ мм		
	ПД, $t = 35$ мм		
	ВД, $t = 25$ мм		
	Плита ковано-катаная $t =$ $= 85$ мм. Закалка 808 К, ста- рение 453 К, 18 ч, ДП		
	$v_{\text{деф}}, \text{мм} \cdot \text{с}^{-1}$ $v_{\text{нагр}}, \text{МПа} \times$ $\times \sqrt{\dot{V}_m} \text{с}^{-1}$		
	$8,3 \cdot 10^{-2}$ 1,8	330	$\sigma_{co} = 240$ 440
	$8,3 \cdot 10^{-4}$ $1,8 \cdot 10^{-2}$	...	$\sigma_{co} = 238$
	$8,3 \cdot 10^{-7}$ 3,6	...	$\sigma_{co} = 361$
	8,3 180	...	$\sigma_{co} = 255$
	250 5300	330	$\sigma_{co} = 290$ 435
1201 (T1): 6,5 Cu; 0,02 Mg; 0,03 Zn; 0,03 Ni; 0,14 Fe; 0,03 Si; 0,3 Mn	Плита ковано-катаная, $t =$ $= 50$ мм	350	450
1201 (T1)	$t = 4,0$ мм	310	420
	Профиль, ДП	240	360
	Поковка, ДП	210	330
	Закаленный и искусственно со- старенный	270	410
	Плита $t = 20$ мм	270	400
	Плита ковано-катаная $t =$ $= 42$ мм	215	340

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ $\text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{I\sigma},$ $\text{кН} \cdot \text{м}^{-1}$	$K_{\sigma},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	$K_{I\sigma},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	
						[40]
10,1		10			...	
9,8		...			29	
6,5		...			...	[68]
				...	37—44	
				...	35—37	
				...	24—28	
					35—40	
					32—36	
					24	
...					30—35	
...					32—37	
...					24—30	
						[13]
...		$a_c^A = 4,7$			30	
...	...	$a_c^A = 4,7$			29	
...	...	$a_c^A = 4,8$			30	
...	...	...			31	
11	24	$a_c^A = 6,7$			34	
10,5	20	...	...		34—37	[30]
12,5	...			85	...	[29]
8,6	...			...	31	[46]
12,1	...			...	31	
8	18,5			...	39	[48]
22,3	33				39	
12,6	23,3				32	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
1201 (Т1)	Плита $t = 20$ мм		
	ПД, 293 К	270	400
	ПД, 77 К	320	520
	Плита ковано-катаная $t = 42$ мм		
	ПД, 293 К	215	340
	ПД, 77 К	260	430
	Поковка $t = 42$ мм		
	ПД, 293 К	270	410
	ПД, 77 К	340	510
	Плита $t = 85$ мм, растяжение 2 %, ВД		
	$t = 25$ мм	320	...
	$t = 35$ мм	...	...
	Плита ковано-катаная $t = 35$ мм, ДП	350	...
	Плита ковано-катаная из круглого слитка. Старение 463 К, 16 ч, растяжение 0,5 %		
	ПД, $t = 35$ мм	335	450
	ВД, $t = 25$ мм	340	390
	растяжение 1 %		
	ДП, $t = 50$ мм	335	425
	ПД, $t = 50$ мм	330	435
	ВД, $t = 25$ мм	330	400
	растяжение 2,5 %		
	ДП, $t = 50$ мм	350	440
	ПД, $t = 50$ мм	345	445
	ВД, $t = 25$ мм	340	420
	Плита ковано-катаная из плоского слитка, растяжение 3,5 %		
	ДП, $t = 50$ мм	355	435
	ПД, $t = 35$ мм	340	435
	ВД, $t = 35$ мм	350	410
	Плита $t = 80$ мм, ДП	340—360	450—470
	Плита катаная вакуумированная $t = 50$ мм		
	ДП	365	440
	ПД	360	460
	ВД	390	415
	Плита ковано-катаная $t = 60 \div 80$ мм	345	450
	Плита катаная невакуумированная $t = 40$ мм		
	ДП	380	470
	ПД	370	470
	ВД	370	450

Продолжение табл. 2.2

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{CU},$ $Дж \cdot см^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ $кН \cdot м^{-1}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	
22,2	33,0			...	39	
25,5	31,0			...	42	
12,6	23,3				32	
17,7	25,6				50	
8,0	18,5				40	
10,7	22,3				53	
						[68]
		...			24—26	
		...			25—27	
		...			35	
...					34	
...					25	
...					35	
...					32	
...					24	
						[68]
...	...				35	
...	...				33	
...	...				24	
...	...				32	
...	...				32	
...	...				25	
...	10—12				34—44	
...	...				32	
...	...				27—30	
...	...				22—25	
...	...				37—43	[68]
...	...	...	...		31—35	
...	...	...	...		27—31	
...	...	...	...		22—26	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
1203 (Т1)	Закаленный и искусственно состаренный	280	410
1420	Плита ковано-катаная $t = 85$ мм. Закалка 808 К + старение 453 К, 18 ч, ПД		
	$v_{\text{деф}}, \text{мм} \cdot \text{с}^{-1}$ $v_{\text{нагр}}, \text{МПа} \times \sqrt{\text{М} \cdot \text{с}^{-1}}$		
	$8,3 \cdot 10^{-4}$ $1,8 \cdot 10^{-2}$	...	$\sigma_{\infty} = 500$
	$8,3 \cdot 10^{-2}$ 1,8	270	$\sigma_{\infty} = 530$ 430
	$17 \cdot 10^{-2}$ 3,6	...	$\sigma_{\infty} = 320$
	8,3      180	...	$\sigma_{\infty} = 290$
	250      5300	250	390
	... $8,3 \cdot 10^{-2}$ (77 К)	...	...
2014 (Т651)	Плита предварительно прокованная		
	ДП	...	...
	ПД	...	...
	Плита катаная $t = 25,4$ мм		
	ПД, 297 К	450	490
	ПД, 77 К	510	590
	Плита		
	ДП		
	ПД		
	ВД		
2014 (Т651Х)	Прессованное изделие		
	ДП		...
	ПД		...
2014 (Т652)	Поковка		
	ДП	...	...
	ПД	...	...
	ВД	...	...
2020 (Т6)	Плита		
	ПД	470	510
	ДП	470	500
2020 (Т651)	Плита		
	ПД	530	560
	ДП	540	570
	Плита, ДП	520	550
2021 (Т81)	Плита	410	490
2024 (Т3)	...	330	450
2024 (Т351)	ПД	400	500
	Панель прессованная		
	ДП	400	...
	ПД	350	...
2024 (Т81)	ПД	440	490



$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ $Дж \cdot см^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{1c},$ $кН \cdot м^{-1}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	$K_{IIc},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	
8,9	19,4	...	...	...	40	[48]
						[13]
...	...	$a_c^A = 2$		...	31	
10	9	$a_c^A = 2,7$		22	...	
...	...	...		...	28,8	
...	...	...		...	28	
12	15	$a_c^A = 2,4$		...	30,5	
...	...	$a_c^A = 1,3$		20	...	
						[61]
...					35	
...					34	
9,2					23	[59]
...					28	
...					25	[61]
...	...				23	
...	...				19	
...					32	[61]
...	...				27	
...					31	[61]
...					24	
...					21	
8					19	[51]
6,8					18	
8,0	...				19	[61]
6,0	...				16	
2,0	...				18	
8	...				24	
17,8	...				42	[49]
18	...				55	
...						[57]
...	...	...	...	...	54	
...	...	...	...	...	47	
8,5	...	...	...	...	28	[51]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
2024 (Т81)	Плита		
	ДП	440	...
	ПД	450	...
2024 (Т851)	ПД	390	450
	ПД	450	490
	Панель прессованная		
	ДП	450	...
	ПД	450	...
	Плита		
	ДП	430	...
	ПД	410	...
	Плита		
	ДП	440	...
	ПД	450	...
	ПД	270	...
	ВД	290	...
	Плита $t = 35$ мм		
	ДП, 297 К	440	490
	ДП, 193 К	470	520
	ДП, 77 К	540	600
2024пч (Т3)	...	400	520
2219 (Т87)	Плита		
	ДП	390	...
	ПД	380	...
	Плита	390	470
	Плита		
	ДП	390	...
	ПД	380	...
	Плита $t = 28,4$ мм	390	490
	Плита $t = 62$ мм	390	470
	Плита	...	...
2219 (Т851)	Плита	...	...
	Плита		
	ДП	...	...
	ПД	...	...
	Плита $t = 28,4$ мм	410	500
	Плита		
	ДП	410	...
	ПД	400	...
6061 (Т651)	Плита $t = 38$ мм		
	$T_{исп}$ , К		
	297	290	350
	187	310	340
	77	320	400
7007 (Т6)	Плита $t = 25,4$ мм, ДП	500	...
7039 (Т6)	Плита		
	ДП	...	...
	ПД	...	...
	ВД	...	...

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ $Дж \cdot см^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ $кН \cdot м^{-1}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	
...				...	28	
...				...	26	
13,3				...	27	[51]
8,1				...	29	
						[57]
...	...				27	
...	...				23	
						[58]
...					35	
...					27	
						[51]
...	...				28	
...	...				23	
...	...				30	[48]
...	...				29	
						[59]
7,2	...			...	22	
6,8	...			...	23	
7,5	...			...	24	
17,5	...			...	54	[49]
						[51]
...	...	...	...		31	
...	...	...	...		27	
10,8	...	...	...		31	[61]
						[66]
...	...	...			36	
...	...	...			30	
...	...	...			35	
12	...	...			38	[67]
...	...	...			29	
...	...	...			35	[61]
						[61]
...	...	...			36	
...	...	...			33	
10	22,7	...			38	[66]
...	...	...		...	41	
...	...	...		...	38	
						[59]
...	...	...	...	...	29	
...	...	...	...	...	33	
...	...	...	...	...	41	
...	...	...	...	...	47	[61]
						[61]
...	...	...	...	...	40	
...	...	...	...	...	30	
...	...	...	...	...	21	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
7039 (Т61)	Плита ДП, 293 К ДП, 200 К ДП, 77 К	330 360 400	400 450 530
7075	Закалка 743 К, 2 ч старение 380 К, 8 ч, ДП старение 436 К, 5 ч, ПД старение 393 К, 24 ч, ДП старение 393 К, 24 ч, ПД старение 380 К, 8 ч, ДП старение 436 К, 18 ч, ПД	500 480 560 510 450 430	560 550 600 580 520 510
7075 (Т1)	Закаленный и искусственно состаренный	520	570
7075 (Т6)	...	520	570
7075 (Т651)	Лист $t = 3,2$ мм, ДП Плита $t = 35$ мм, ДП Плита $t = 35$ мм ДП, 297 К ДП, 193 К ДП, 77 К Плита $t = 35$ мм ДП, 293 К ДП, 193 К ДП, 77 К Плита ДП ПД ВД	510 540 540 570 640 500 560 630 520 535 460	... ... 600 630 715 570 620 695 570 535 460
7075 (Т6511)	Прессованное изделие $t = 15$ мм, ДП	540	...
7075 (Т652)	Поковка, ДП	...	...
7075 (Т7351)	Плита $t = 35$ мм ДП, 293 К ДП, 193 К ДП, 77 К Плита ДП ПД ВД	390 400 450 450 420 360	470 510 600 ... ... ...
7075 (Т73511)	Прессованное изделие $t = 15$ мм, ДП	440	...
7075 (Т7352)	Поковка, ДП	...	...
7075 (Т7651)	Плита, ДП Плита ДП ПД ВД	... 460 460 470	... ... ...
7075 (Т76511)	Прессованное изделие $t = 15$ мм, ДП	460	...

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{CU},$ Дж · см <sup>-1</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ кН · м <sup>-1</sup>	$K_{Ic},$ МПа · √м	$K_{Ic},$ МПа · √м	
...	32				31	[64]
...	20				32	
...	14				33	
10					32	[63]
9,0					22	
9,5					31	
9,0					23	
11,0					32	
10,0					25	
18,9					37	[48]
13,0					37	[49]
11,2					29	[51]
13,5					33	[51]
						[59]
10,8					22	
9,2					22	
5,8					27	
11,2					25	
10,2					27	
4,5					28	
...	...				29	[70]
...	...				26	
...	...				16	
...	...				28	[58]
...	...				28	[61]
						[59]
12,0	...			...	30	
11,0	...			...	30	
10,8	...			...	31	
						[70]
...	...			...	33	
...	...			...	33	
...	...			...	20	
...	...			...	37	[58]
...	...				36	[61]
...	...				30	[61]
						[70]
...	...	...			30	
...	...	...			26	
...	...	...			22	
...	...	...			35	[58]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
7075пч (Т1)	Закаленный и искусственно состаренный	520	570
7075пч (Т6)	...	520	580
7078 (Т751)	Плита, ДП	...	...
7079	Закалка 713 К, 2 ч	...	...
	старение 443 К, 16 ч, ДП	420	510
	старение 443 К, 16 ч, ПД	410	510
	старение 443 К, 28 ч, ДП	400	490
	старение 443 К, 28 ч, ПД	380	490
	старение 393 К, 48 ч, ДП	550	580
	старение 393 К, 48 ч, ПД	510	570
7079 (Т651)	Плита $t = 35$ мм, ДП	500	570
7178	Закалка 743 К, 2 ч		
	старение 393 К, 24 ч, ДП	610	640
	старение 373 К, 24 ч, ПД	560	620
	старение 380 К, 8 ч, ДП	510	580
	старение 436 К, 8 ч, ПД	480	550
	старение 380 К, 8 ч, ДП	480	550
	старение 436 К, 20 ч, ПД	450	530
7178 (Т651)	Плита $t = 25,4$ мм, ДП	560	...
7178 (Т6511)	То же	490	...
	Прессованное изделие $t = 15$ мм, ДП	590	...
7178 (Т76511)	То же	480	...
7475 (Т651)	Плита, ПД	510	...
7475 (Т651-SP)	Плита		
	ДП	545	...
	ПД	535	...
	ВД	490	...

Т а б л и ц а 2.3. Характеристики трещиностойкости титановых сплавов

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
BT3-1	Состояние поставки	1040	1100
	Отжиг	1040	1100
	Отжиг, $T_{\text{исп}} = 723$ К	640	740
	Основной металл. Закалка 1123 К, 1 ч + старение 853 К, 5 ч		
	плавка № 1	1150	1225
	плавка № 2	1100	1190
	$T_{\text{деф}} = 1253$ К	1060	1100

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ $Дж \cdot см^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ $кН \cdot м^{-1}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	
13,0		...		...	54	[48]
18,9		...	...		54	[49]
...		...	...		39	[61]
						[63]
11,0					34	
9,5					26	
11,3					36	
9,8					29	
8,3					29	
7,5					19	
11,2					25	[59]
						[63]
8,5	...	...			27	
9,0	...	...			19	
9,0	...	...			28	
7,3	...	...			20	
10,0	...	...			28	
8,3	...	...			21	
...	...	...			28	[58]
...	...	...			33	[58]
...	...	...			22	[58]
...		...	...		30	[58]
...		...	...		35	[70]
...		...	...		39	
...		...	...		38	
...		...	...		29	

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU,$ $Дж \cdot см^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ $кН \cdot м^{-1}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	$K_{Ic},$ $МПа \cdot \sqrt{м}$	
17,5	52,3	...	...	...	58	[37]
18	52	...	18	...	59	[43]
19	62	20	...	...	...	
						[75]
9,2	14,0		...	...	53	
4,7	14,5		...	...	64	
14	29		...	...	98	[78]

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
ВТЗ-1	Нагрев 1173 К, 1 ч + перенос 903 К, 1 ч, воздух		
	$T_{\text{деф}} = 1303 \text{ К}$	1050	1080
	Термообработка та же		
	$T_{\text{деф}} = 1253 \text{ К}$	1100	1140
	1173 К, 1 ч, воздух		
	$T_{\text{деф}} = 1303 \text{ К}$	1160	1190
	823 К, 1 ч, воздух		
	$T_{\text{деф}} = 1253 \text{ К}$	1240	1310
	1303 К, 1 ч вода		
	$T_{\text{деф}} = 1303 \text{ К}$	1210	1250
	823 К, 1 ч, воздух		
	$T_{\text{деф}} = 1303 \text{ К}$	...	1460
	ВТМО, 823 К, 5 ч, воздух		
	$T_{\text{деф}} = 1303 \text{ К}$	1040	1060
	1173 К, 1 ч + перенос 903 К, 2 ч, воздух		
	Штамповки, изготовленные на молоте после термообработки 1173 К, 1 ч + перенос в печь 923 К, 2 ч, охлаждение, воздух		
	продольные образцы	940	990
	поперечные образцы	985	1040
	Штамповки, изготовленные на прессе после аналогичной термообработки		
	продольные образцы	970	1050
	поперечные образцы	1010	1050
	Поковка		
	1173 К, 1 ч, 903 К, 2 ч, охлаждение, воздух		
ВТ6	ПД	1030	1070
	ДП	990	1070
	ПД	1000	1060
	ДП	960	1010
	Штамповка объемная	1180	1250
	1113—1133 К, 1 ч, охлаждение, вода + 853 К, 5 ч, охлаждение, воздух, ПД		
	Пруток $d = 70 \text{ мм}$	1010	1110
	1143 К, 1,5 ч, вода + 780 К, 16 ч, охлаждение, воздух, ПД		
	Штамповка объемная $d = 250 \text{ мм}$	1180	1100
	1183 К, 1 ч, масло + 873 К, 4 ч, воздух, ПД		
ВТ6ч	Плита горячекатаная		
	1073 К, 1 ч, воздух	755	825
	1323 К, 1 ч, воздух	815	885
	10 циклов 1323—1023 К	815	880



Продолжение табл. 2.3

δ, %	ψ, %	$KCU,$ Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic},$ кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic},$ МПа·√м	$K_{Ic},$ МПа·√м	
13	26				81	[78]
14	31				81	
10	19				73,5	
5	12			...	56	
5	11				64	
2,0	2,4			.,	34,3	
12	48		...	...	47	
17	38			...	86	[78]
20	33			...	74	
20,4	37				69	
20	37				79	
20	37				79	
20	37				70	
20	33				76	
17	38				87	[78]
8	13				59	
6	8				59	
11	32				54	
13	38	36,3	...	...	104	
6	21	43,2	...	...	105	
10	20	42	...	...	107	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
BT8	Отожженный	1030	1080
	Отжиг	1030	1080
BT9	$T_{\text{исп}} = 500 \text{ K}$	650	700
	Отожженный	1030	1090
	Отжиг	1030	1090
	Поковка	950	1090
	Отжиг в $\beta$ -области + старение	...	1110
	Отжиг в $(\alpha + \beta)$ -области + старение	...	1160
	После отжига из $(\alpha + \beta)$ - и $\beta$ -областей термоциклирование 1323 K, 1 ч, воздух + 803 K, 6 ч, воздух		1130
	После отжига из $(\alpha + \beta)$ - и $\beta$ -областей термоциклирование 1223 K, 1 ч, воздух + 803 K, 6 ч, воздух		1180
	Пруток $d = 30 \text{ мм}$		1040
	1223 K, 1 ч, воздух + 813 K, 6 ч, воздух		
BT9Л	Пруток $d = 30 \text{ мм}$		1010
	20 циклов 1323—1123 K, продолжительность цикла 3—7 ч		
	Пластина литая	970	1100
	1123 K, 1,5 ч, вода + 753 K, 16 ч, воздух		
BT14	1153 K, 20 мин, вода + 723 K, 16 ч, воздух	1270	1370
	Пруток $d = 70 \text{ мм}$	960	1150
	1143 K, 1,5 ч, вода + 753 K, 16 ч, охлаждение, воздух, ПД		
BT18	Отжиг	960	1010
BT19 (титановый псевдо- $\beta$ -сплав)	Отжиг, $T_{\text{исп}} = 873 \text{ K}$	600	700
	Поковка $t = 25 \text{ мм}$		
	Закалка 1123 K, 1 ч, вода		
	$v_{\text{деф}}, \text{мм} \cdot \text{с}^{-1}$	$v_{\text{нагр}}, \text{МПа} \times \sqrt{\text{м} \cdot \text{с}^{-1}}$	
	$8,3 \cdot 10^{-2}$	0,89	890
			900
	8,3	89	$\sigma_{\infty} = 1040$
	100	1100	$\sigma_{\infty} = 1080$
BT20	250	2200	$\sigma_{\infty} = 1070$
	Плита ковано-катаная $t = 62 \text{ мм}$ , поперечное направление вырезки образцов	1230	1240
	$T_{\text{исп}}, \text{K}$		
	293	...	935
	213	...	...
	Закаленный и отожженный	930	940

$\sigma$ , %	$\psi$ , %	$KGU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	
15,0	40,4	...	...	...	63	[37]
15	40	30	...	...	64	[43]
18	64	...	...	...	...	
16,0	42,5	...	...	...	77	[37]
16	42	48	44	...	76	[43]
4,2	24,4	...	...	...	69	[75]
6	12	26,5	...	...	69	[77]
14	47	13,7	...	...	59	
6	12	...	...	71	...	[78]
14	47	...	...	...	60	
12	50	...	...	63	59	
16	60	...	...	87	65	
6,4	15	...	...	...	80	[78]
...	...	...	...	...	40,3	[76]
7	8	...	...	...	53	[78]
17	38	...	11	...	...	[43]
18	38	...	...	...	...	[13]
11	66	...	...	...	109	
...	...	...	...	...	117	
...	...	...	...	...	116	
7	37	...	...	...	115	[6]
7	...	...	...	...	82	
...	...	...	...	...	78	
5,0	...	...	...	...	74	[37]
					35	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
ВТ20	Закалка	930	940
	Отжиг	930	930
	Состояние поставки, $t = 2,5$ мм		
	Направление вырезки образцов		
	продольное	830	960
	диагональное	840	880
ВТ20Л, $O_2$ % (по массе) 0,15—0,17 0,20—0,24	поперечное	920	960
	1023 К, 1 ч, воздух	1040	1080
	...	860	930
ВТ22	...	860	950
	Отжиг 1023 К, 30 мин, вакуум, $t = 3,0$ мм		
	Направление вырезки образцов		
	продольное	880	940
	диагональное	840	850
	поперечное	1070	1100
	$T_{\text{деф}} = 1123$ К	1230	1260
	1023 К, 1 ч, вода		
	$T_{\text{деф}} = 1223$ К	1270	1310
	848 К, 8 ч, воздух		
	$T_{\text{деф}} = 1323$ К	1270	1310
	848 К, 8 ч, воздух		
	1098 К, 2 ч, охлаждение с печью до 673 К, воздух		
	$T_{\text{деф}}$ , К		
	1133		1000
	1233		990
	1373		965
	1098 К, 2 ч, охлаждение с печью до 1023 К, воздух		
	$T_{\text{деф}}$ , К		
	1133		1170
	1233		1210
	1023 К, 2 ч, охлаждение с печью до 673 К, воздух		1180
	$T_{\text{деф}} = 1373$ К		
	Деформация из $\beta$ -области равна нулю. Отжиг 1233 К, 1 ч, воздух	1280	1295
	Деформация 20 %, $T_{\text{деф}} = 1223$ К	1270	1300
	1023 К, 1 ч, вода + 848 К, 8 ч, воздух		
	Деформация 40 %, $T_{\text{деф}} = 1223$ К	1270	1310
	Термообработка та же		
	Деформация 60 %, $T_{\text{деф}} = 1223$ К	1270	1305
	Термообработка та же		

Продолжение табл. 2.3

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU, \text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{IC}, \text{кН} \cdot \text{м}^{-1}$	$K_{IC}, \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	$K_{IC}, \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	
5		45	...	...	75	[43]
6		30	...	...	36	
7			182,9		...	[74]
9			204,6		...	
9			207,7		...	[76] [78]
...			117,8		...	
6,5	16	...	...	...	121	[74]
7	19	...	...	...	113	
16	...	...	227,8	...	...	
23	...	...	162,7	...	...	
18	...	...	204,6	...	...	[78]
12	48	30	...	...	40	
7,7	20	27		...	56	
9,5	10,6	20			53	
21	53	62			146	[78]
19	41	66			142	
19	47	55			141	[78]
15	43	60			89	
11	38	40			85	
10	25	42			95	
1,5	3,3	10			56	
7	13	20			56	
8	20	27			55	[78]
10	28,5	34			58	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
ВТ22	Пруток $d = 60$ мм 1173 К, 0,5 ч, воздух + 1023 К, 2 ч + 748 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1240	1340
	Пруток $d = 60$ мм 1173 К, 0,5 ч, воздух + 1023 К, 2 ч + 823 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1170	1260
	Пруток $d = 60$ мм 1173 К, 0,5 ч, охлаждение, воздух + 1023 К, 2 ч + 898 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1140	1210
	Пруток $d = 60$ мм 1173 К, 0,5 ч, охлаждение с печью до 1073 К, 1 ч, охлаждение, воздух + 1023 К, 2 ч + 748 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1170	1300
	Пруток $d = 60$ мм 1173 К, 0,5 ч, охлаждение с печью до 1073 К, 1 ч, охлаждение, воздух + 1023 К, 2 ч, + 823 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1190	1275
	Пруток $d = 90$ мм 1173 К, 0,5 ч, охлаждение с печью до 1073 К, 1 ч, охлаждение, воздух + 1023 К, 2 ч + 898 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1130	1220
	Пруток $d = 60$ мм, 1173 К, 0,5 ч, охлаждение с печью до 973 К, 1 ч, воздух + 1023 К, 2 ч + 748 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1135	1240
	Пруток $d = 90$ мм 1173 К, 0,5 ч, охлаждение с печью до 973 К, 1 ч + охлаждение, воздух + 1023 К, 2 ч + 823 К, 4 ч, охлаждение, воздух	1190	1275
	Пруток $d = 90$ мм 1173 К, 0,5 ч, охлаждение с печью до 973 К, 1 ч + охлаждение, воздух + 1023 К, 2 ч + 823 К, 4 ч, охлаждение	1100	1180
	Штамповка $t = 50$ мм 1043 К, 1 ч, охлаждение с печью до 623 К, далее на воздухе, ДП	1100	1130
	Штамповка $t = 50$ мм 1123 К, 1 ч, охлаждение с печью до 1023 К, 2 ч, далее на воздухе, ДП	1050	1130

$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic}$ , кН·м <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м	$K_{Ic}$ , МПа·√м	
1,8	7	...	...	...	43	[78]
8,8	19				58	
3,5	13		...		64	
5,4	11		...		55	
8,0	15	...			59	
3,5	19				67	
5,6	7,5	...	...		54	[78]
7,5	14			...	59	
11,5	24				77	
8	12—24	...			75	[78]
11	22		...		76	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
ВТ22	Пруток кованный, 160×160 мм	...	1170
	1098 К, 1 ч, охлаждение с печью до 1023 К, 2 ч + 853 К, 4 ч, охлаждение, воздух, ПД		
	Плита горячекатаная 40×600××1500 мм		
	1098 К, 1 ч, охлаждение с печью до 1023 К, 1 ч, охлаждение с печью до 723 К + 823 К, 4 ч, охлаждение с печью		
	ПД	1110	1140
	ДП	1050	1115
	Пруток $d = 60$ мм	1230	1320
	1123 К, 1 ч, охлаждение с печью до 1023 К, 2 ч, воздух + 823 К, 4 ч, воздух, ДП		
	Пруток, $d = 80$ мм	1150	1200
	1103 К, 1 ч, охлаждение с печью до 1023 К, 2 ч, воздух, ДП		
	Пруток катаный $d = 100$ мм	1130	1200
	1023 К, 1 ч, охлаждение с печью до 723 К, далее на воздухе, ДП		
	Пруток катаный	1190	1270
	1023 К, 1 ч, охлаждение, воздух, 623 К, 2 ч, охлаждение, воздух, ДП		
	Пруток катаный	1190	1280
ВТ22М	1023 К, 1 ч, охлаждение, вода + + 823 К, 2 ч, охлаждение, воздух, ДП		
	1023 К, 2 ч, охлаждение с печью до 673 К, воздух		
	$T_{\text{деф.}}$ К		
	1133	...	1210
ВТ23	1233	...	1240
	1373	...	1240
	Плита ковано-катаная	1200	1270
	1153 К, вода + старение 793 К, 10 ч		
	$T_{\text{прокатки}} = 1233$ К		
	Плита ковано-катаная	1200	1330
	1153 К, вода + старение 793 К, 10 ч		
	$T_{\text{прокатки}} = 1323$ К		
	Режимы окончательной деформации		
	$T = 1133$ К, деф. = 60 %	1090	1220
	$T = 1233$ К, деф. = 60 %	1070	1190
	$T = 1233$ К, деф. = 43 %	1080	1190



$\delta, \%$	$\psi, \%$	$KCU, \text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	Трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{Ic}, \text{кН} \cdot \text{м}^{-1}$	$K_{Ic}, \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	$K_{Ic}, \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	
15,3	41	...	...	...	88	[78]
16	36	...	...	...	87	
19	45	...	...	...	81	
9	18	...	...	...	57	
7	7			...	72	
10	20		...	...	87	
8	16		...	...	80	
7	14				66	
						[78]
14	19	26	...		40	
11	17	18,5	...		30,7	
10	18	17	...		31,3	[78]
5,2	10,7	21	...		52	
4,6	14	17		...	52	
9	18	13	...	...	69	
9	19	16,5	...	...	74	
6	19	20	...	...	76	

Марка материала, химический состав, %	Вид полуфабриката, режим термообработки, размеры, температура испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_{\infty}$ , МПа
BT23	Плита ковано-катаная. Прокатка 1153 К + старение 743 К, 10 ч, охлаждение, воздух	1200	1270
	Плита ковано-катаная. Прокатка 1153 К + старение 1153 К, 1 ч + + охлаждение, вода + 793 К, 10 ч, охлаждение, воздух	1220	1300
BT23 (титановый ( $\alpha$ + $\beta$ )-сплав мар- тенситного класса)	Лист $t = 3$ мм. Закалка 1023 К, вода + старение 853 К, 10 ч, ПД $v_{\text{деф}}$ , мм $\cdot$ с $^{-1}$ $8,3 \cdot 10^{-2}$	980	1020
	200	1090	$\sigma_{\infty} = 1580$ 1110
	$8,3 \cdot 10^{-2}$ (77 К)	...	$\sigma_{\infty} = 1905$ $\sigma_{\infty} = 1145$
	Лист $t = 3$ мм. Закалка 1023 К, воздух + старение 823 К, 20 ч, ПД $v_{\text{деф}}$ , мм $\cdot$ с $^{-1}$ $8,3 \cdot 10^{-2}$	1030	1080
	$8,3 \cdot 10^{-4}$	...	$\sigma_{\infty} = 1310$
	8,3	...	$\sigma_{\infty} = 1290$
	200	1150	$\sigma_{\infty} = 1620$ 1170
	$8,3 \cdot 10^{-2}$ (77 К)	...	$\sigma_{\infty} = 1730$ $\sigma_{\infty} = 1170$
BT30	Плита $t = 30$ мм 1003 К, 1 ч + 783 К, 8 ч	1190	1300
ИВТ1	Закаленный и состаренный $t = 1$ мм; 2 мм	...	...
OT4	Отжиг 823 К, 1 ч, охлаждение, воздух		
	Направление вырезки образцов		
	продольное	650	780
	диагональное	695	715
	поперечное	725	750

$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{CU},$ Дж·см <sup>-2</sup>	трещиностойкость			Источ- ник
			$G_{IC},$ кН·м <sup>-1</sup>	$K_{IC},$ МПа·√м	$K_{IC},$ МПа·√м	
7,4	23,5	...	...	...	90	[78]
4,6	14	...	...		52	
						[13]
13	43	$a_c = 9,8$	...	70	...	
11	41	15,8	...	84	...	
...	...	2,9		54	...	
12	38	4,7		59	...	
...	...	4,2		53	...	
...	...	7,4		73	...	
10	41	11,4		79	...	
...	...	1,9	...	51	...	
3,5	13	...	...	...	76	[78]
...					40	[37]
						[74]
16	...	...	...	...	...	
17	...	...	...	...	...	
15	...	...	...	...	...	

Т а б л и ц а 2.4. Трещиностойкость неметаллических хрупких материалов

Материал, химический состав, %, марка	Механические характеристики, схема нагружения	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	Источник
Огнеупор: (1,7—1,8) HfO <sub>2</sub> ; (0,08—0,13) TiO <sub>2</sub> ; (0,26—0,37) Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ; (0,13—0,24) Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ; (0,24—0,33) CaO; (0,08—0,12) MgO			[79]
4 Т	$\sigma_H = 6,96$ МПа	$E = 7,9$ МПа	14,8
6 Т	8,24	6,42	9,9
8 Т	27,9	30,1	14,9
6 ТМ	4,4	5,1	15,9
8 ТМ	4,2	4,9	13,4
Морской лед из акватории Исландии	Предел прочности на изгиб $\sigma_H = 0,6 \div 1$ МПа		0,1—0,14 [80]
Габбро	Трехточечный изгиб образца с краевой усталостной трещиной	1,89±0,14	[81]
Гранит	То же	1,17±0,17	
Мрамор	» »	0,69±0,08	
ТН-20	» »	7,90±0,14	
Габбро	Внецентренное растяжение	1,78±0,06	
Гранит	» »	1,01±1,07	
Мрамор	» »	0,58±0,02	
Импактит	» »	1,74±0,02	
Песчаник	» »	0,59±0,03	
Литографский камень	» »	0,76±0,01	
Графит электро-технический	» »	1,20±0,02	
Стекло (К-8)	» »	0,70±0,02	
Керамика (Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> )	» »	4,33±0,06	
Монокристалл (плоский <111>)	Внецентренное растяжение компактного образца с трещиной	0,63±0,01	
Керамика SiC	То же	3,51 ±0,04	
Полимеризованная эпоксидная смола ЭД-5	» »	1,47 ±0,08	
Фарфор электро-технический	» »	1,09±0,03	
Песчаник	» »	0,64±0,15	
Фарфор	» »	0,78±0,12	
ПММА	» »	1,02±0,05	
Стекло 13-B	» »	0,72±0,03	
Ситалл СТЛ-10	» »	1,43±0,06	
Листовое стекло	» »	0,68±0,10	
Ситалл А-1	» »	0,87 ±0,05	

Материал, химический состав, %, марка	Механические характеристики, схема нагружения	$K_{Ic}$ МПа · $\sqrt{м}$	Источник
Инструментальные керамики: [81]			
ВОК-60	Внецентренное растяжение прямоугольного образца с шевронным надрезом	$3,62 \pm 0,21$	
ВШ-75	То же	$4,84 \pm 0,16$	
Картинит	» »	$4,77 \pm 0,14$	
ТН-20	» »	$7,12 \pm 0,05$	
АІВ <sub>12</sub>	» »	$2,22 \pm 0,04$	
Силинит	» »	$4,55 \pm 0,27$	
Твердые сплавы:			
ВК-6	...	$10,00 \pm 0,03$	
ВК-10	...	$11,60 \pm 0,04$	
ВК-15	...	$16,50 \pm 0,04$	
ТН-20	...	$7,12 \pm 0,05$	
Фарфор	Образец $72 \times 60 \times 10$ мм $\sigma_{сж} = 1100$ МПа	$0,70 - 0,85$	[82]
Ситалл СТЛ-10	Образец $150 \times 125 \times 5$ мм $\sigma_{сж} = 2630$ МПа	$1,40 - 1,48$	
Ситалл А-1	Образец $150 \times 125 \times 5$ мм $\sigma_{сж} = 2140$ МПа	$0,85 - 0,87$	
Стекло листовое	Образец $44 \times 36 \times 6,5$ мм $\sigma_{сж} = 1850$ МПа	$0,54 - 0,63$	
	Образец $72 \times 60 \times 10,5$ мм $\sigma_{сж} = 1850$ МПа	$0,47 - 0,52$	
Мелкозернистый песчаник (диаметр зерна $< 0,1$ мм) серого цвета с глинисто-кварцевым цементом, беспорядочной текстурой	Предел прочности на растяжение $9,7$ МПа на сжатие $137$ МПа	$1,47$	[83]
Стекло листовое $72,68 \text{ SiO}_2$ ; $1,168 \text{ R}_2\text{O}_3$ ; $7,73 \text{ CaO}$ ; $3,80 \text{ MgO}$ ; $13,73 \text{ Na}_2\text{O}$ ; $0,892 \text{ SO}_3$ ( $E = 6,72 \cdot 10^4$ МПа)	Растяжение пластины $500 \times 200$ мм, $t = 2,2$ мм с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой (прямой метод)	$0,538$	[84]
	Внецентренное растяжение пластины $500 \times 200$ мм, $t = 2,2 \div 5,3$ мм (прямой метод)	$0,543$	
	Растяжение пластины $500 \times 200$ мм, $t = 2,2 \div 5,3$ мм с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой	$0,539$	

Материал, химический состав, %, марка	Механические характеристики, схема нагружения	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	Источ- ник
Стекло силикатное 72,7 SiO <sub>2</sub> ; 0,37 SO <sub>3</sub> ; 0,37 Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ; 0,1 Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ; 7,6 CaO; 3,73 MgO; 14,05 Na <sub>2</sub> O	Растяжение пластины 360 × 220 мм, $t = 2,2$ мм с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой	0,566	[85]
	Растяжение диска $2R = 90$ мм, $t = 2,17$ мм с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой	0,580	[86]
	Сжатие диска $2R = 90$ мм, $t = 2,1$ мм с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой	0,575	
	Сжатие диска $2R = 100$ мм, $t = 5,7 \div 7,9$ мм с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой	0,997	[87]
ПММА ( $E = 2,45 \cdot 10^3$ МПа)	Растяжение диска $2R = 100$ мм, $t = 8$ мм с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой	0,989	
	Растяжение пластины с центральной трещиной сосредоточенной нагрузкой		
	прямой метод	0,977	
	теория трещин	0,999	
	Растяжение диска $2R = 100$ мм, $t = 8$ мм с боковой трещиной сосредоточенной нагрузкой		
	прямой метод	0,975	
	теория трещин	0,959	
	Растяжение полуплоскости с боковой трещиной сосредоточенной нагрузкой		
	прямой метод	0,980	
	теория трещин	1,077	
Стекло силикатное	Внецентренное растяжение компактного образца	0,97	
	Внецентренное растяжение образца с трещиной		[88]
	$t = 10,5$ мм	0,682	
ПММА	$t = 15$ мм	0,744	
	Внецентренное растяжение образца $t = 20$ мм с трещиной		
	без бокового надреза	1,02	
	с боковым надрезом	1,21	

**Т а б л и ц а 2.5. Трещинистость кристаллических и композиционных сверхтвердых материалов [89]**

Материал	$K_{IC}$ МПа · $\sqrt{м}$	Материал	$K_{IC}$ МПа · $\sqrt{м}$
NaCl (м)	0,4	Мрамор	0,9
Si (м)	0,6	Песчаник	0,6
SiO <sub>2</sub>	0,7	Стекло (K—S)	0,7
ZnSe (к)	0,9	Кварцевая керамика	0,9
ZnS (к)	1,0	Мрамор	0,7
MgO (к)	1,2	Гранит	1,0
Сапфир (м)	2,2	Фарфор	1,1
SiC (к)	4,0	Графит	1,2
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> (к)	5,0	Габбро	1,9
Песчаник		22ХС (к)	2,4
влажный	0,4	В <sub>4</sub> С	3,4
сухой	0,7	Гексанит-Р (п)	4,1
Кварц плавленный	0,6	Эльбор-РМ (п)	4,2
ПММА	1,0	(AlN + TiN) (к)	4,2
ZrO <sub>2</sub> (к)	2,6	Алмаз ACE (м)	
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (99,9%) (к)	4,4	плоскость $\langle 111 \rangle$	6,8
Гипс	0,1—0,2	плоскость $\langle 100 \rangle$	18—20
Графит электродный	0,7	Природный алмаз	9,6
Графит	0,9		

П р и м е ч а н и е. Здесь к — керамика; м — монокристалл; п — поликристалл.

**Т а б л и ц а 2.6. Твердость и трещинистость некоторых сверхтвердых материалов [90]**

Материал	Состояние, размер зерна, мкм	HV, ГПа	$K_{IC}$ МПа · $\sqrt{м}$
NaCl	Монокристалл	0,24	0,4
ZnSe	18	1	0,9
ZnS	30	1,9	1
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	1	16	5
Стекло К-8	Аморфное	5,5	0,7
Сапфир	Монокристалл	23	2,2
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	5	12	4
SiC	2	19	4
MgF <sub>2</sub>	1,1	5,8	0,9
MgO	0,8	9,2	1,2
Si	Монокристалл	10	0,6
Гексанит-Р	40 % BN <sub>сф</sub> + 60 % BN <sub>в</sub>	43,4	17
Силинит	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> + TiC	15,5	8,5
α-SiC	Монокристалл, ориентация [0001]	33	2,8
Алмаз	Монокристалл, ориентация [001] и [111]	100—150	9,6
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (рубин)	Монокристалл, ориентация [1120] и [0001]	20—22	2,5—3,4

П р и м е ч а н и е.  $HV = \frac{P}{(2a)^2} \sin \theta$ ;  $\theta$  — угол между нормалью к поверхности и гранью индентора,  $P$  — нагрузка,  $2a$  — диагональ отпечатка призмы.

**Таблица 2.7. Трещиностойкость композитов на основе алмазных порошков [91]**

Марка и концентрация алмазов	$K_{Ic}$ МПа · $\sqrt{м}$ , при нагружении	
	статическом	динамическом
А 400/315	9,6	7,6
АСС 400/315, с примесями	4,8	8,5
АСС 400/315, без видимых примесей	6,1	8,3

## 2.2. Влияние низких температур

**Таблица 2.8. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости низкоотпущенных сталей 50Х, 50ХН, ШХ15 от содержания остаточного аустенита [97]**

Марка	Режим термообработки	$T_{OX}$ , К	$\sigma_T$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$S_K$ , МПа	$\sigma_{-1}$ , МПа	ОА, %	$K_{Ic}$ МПа · $\sqrt{м}$
50Х	Закалка, масло, 1113 К, ОХ в смеси бензина и жидкого азота при различных температурах 10 мин + отпуск 423 К, 2 ч	—	1860	2305	6,6	16,5	2720	940	6,1	25,4
		223	1920	2320	6,1	14,5	2660	1000	5,9	27,3
		183	1920	2330	4,3	13,5	2620	1020	5,4	27,9
		77	2030	2320	3,2	10,0	2450	950	2,2	25,7
50ХН	То же; ОХ 30 мин	—	1840	2260	7,2	19,5	3000	900	5,7	23,6
		203	1960	2330	5,7	13,0	2730	970	—	25,7
		77	2020	2340	4,2	12,0	2670	880	—	22,6
ШХ15	Закалка, масло, 1133 К, отпуск 393 К, 1 ч, ОХ 10 мин, отпуск 473 К	—	1940	2360	3,08	...	...	860	15,8	20,1
		223	2020	2380	2,97	...	...	980	14,9	23,2
		183	2210	2410	1,7	...	...	940	10,5	21,7
		77	2250	2340	1,04	...	...	880	8,2	20,5



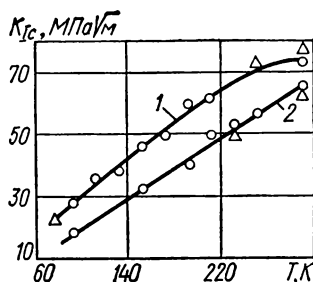
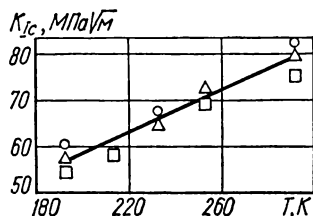


Рис. 2.2. Зависимость трещиностойкости стали 28ХЗСНМВФА от температуры (открытая плавка, плита толщиной 16 мм,  $\sigma_{0,2} = 1220$  МПа,  $\sigma_B = 1710$  МПа):

○ — цилиндрический образец; □ — диск с боковой трещиной; △ — трехточечный изгиб [92].

Рис. 2.3. Зависимость трещиностойкости стали 28ХЗСНМВФА от температуры:

1 — вакуумно-дуговой переплав ( $\sigma_{0,2} = 1245$  МПа,  $\sigma_B = 1720$  МПа); 2 — открытая выплавка ( $\sigma_{0,2} = 1220$  МПа,  $\sigma_B = 1610$  МПа); ○ — цилиндрический образец; △ — диск с боковой трещиной [92].

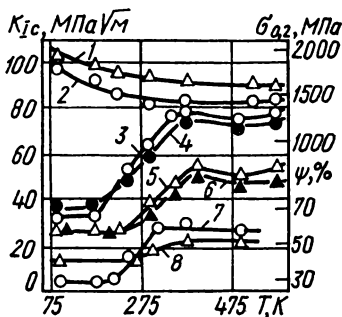
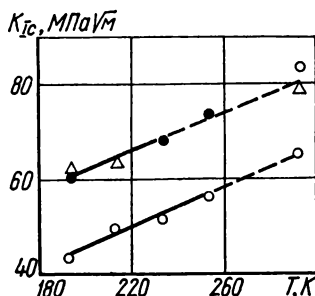


Рис. 2.4. Зависимость трещиностойкости стали 28ХЗСНМВФА от температуры:

△ — вакуумно-дуговой переплав, пруток диаметром 110 мм,  $\sigma_{0,2} = 1245$  МПа; ● — открытая плавка, лист  $t = 16$  мм,  $\sigma_{0,2} = 1245$  МПа; ○ — открытая плавка, пруток диаметром 90 мм,  $\sigma_{0,2} = 1220$  МПа. Штриховая линия — некорректные значения трещиностойкости [92].

Рис. 2.5. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости сталей 40ХНЗА (○, ●) и 60ХС (△, ▲) от температуры:

1, 2 —  $\sigma_{0,2}$ ; 3, 5 —  $K_{IC}$ ; 4, 6 —  $K_{IC}$  ( $J_{IC}$ ); 7, 8 —  $\psi$ . (Темные точки —  $K_{IC}$ , подсчитанный через параметр  $J_{IC}$ ). Термообработка: закалка, отпуск при 673 К [93].

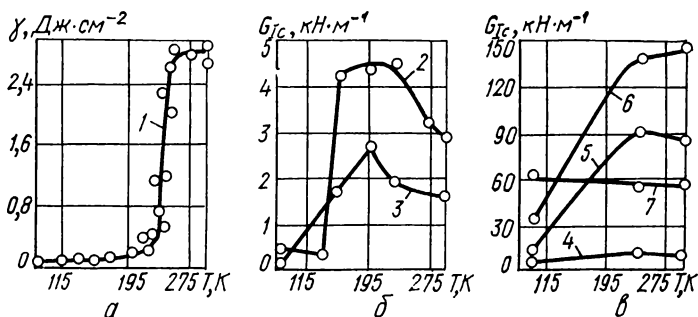


Рис. 2.6. Зависимость трещиностойкости от температуры:

1 — сталь У8 (отпуск на твердость  $HRC_{45}$ ) [94]; 2 — сталь 17ГС [95]; 3 — армо-железо [95]; 4 — сплав  $Ti - Al - 4V$  [64]; 5 — сталь HP-9-4-20 [64]; 6 — мартенситно-старяющаяся сталь (18 % Ni) [64]; 7 — сталь ASTM A553-A [64].

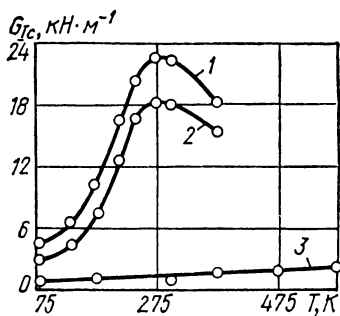


Рис. 2.7. Зависимость  $G_{Ic}$  закаленных сталей 20Х (1), 50ХН (отпуск 673 К) (2) и 9ХС (отпуск 723 К) (3) от температуры [1].

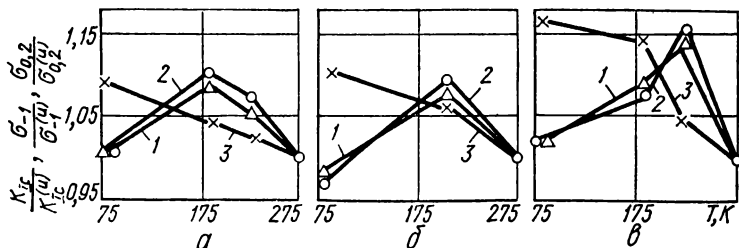


Рис. 2.8. Зависимость относительного изменения предела выносливости  $\sigma_{-1}$  (1), трещиностойкости  $K_{Ic}$  (2) и предела текучести  $\sigma_{0,2}$  (3) от температуры в результате обработки холодом при различных температурах (индексом «и» обозначены исходные прочностные характеристики без обработки холодом):

а — сталь 40Х, отпуск 423 К; б — сталь 50ХН, отпуск 423 К; в — сталь ШХ15, отпуск 473 К [97].

Т а б л и ц а 2.9. Характеристики прочности арматурной стали 20ХГС2 (точные образцы,  $d = 10$  мм) [100]

Состояние образца, структура	$T, K$	$\sigma_{0,2},$ МПа	$\sigma_B,$ МПа	$\delta_s, \%$	$\psi, \%$	$\sigma_K^B,$ МПа
Горячекатаный (феррит, троостит, бейнит)	293	540	795	23,2	55,7	910
	253	530	830	23,7	56,5	860
	193	560	830	16,7	52	715
	173	600	830	14,5	56,2	710
Термически упрочненный (мартенсит, бейнит)	293	1040	1210	18,5	60,2	1660
	273	900	1270	18,0	58,7	1610
	193	950	1250	14,7	55,3	1250
	173	980	1210	16,2	50,8	1190

П р и м е ч а н и я. 1. Содержание элементов, %: 0,18 С; 1,24 Мп; 2,46 Si; 0,97 Cr; 0,023 S; 0,014 Р. 2.  $\sigma_B^K$  — временное сопротивление разрыву образцов с кольцевой усталостной трещиной. 3. Механические свойства натуральных образцов арматуры диаметром 22 мм в горячекатаном состоянии:  $\sigma_{0,2} = 480$  МПа;  $\sigma_B = 800$  МПа;  $\delta_s = 17,8$  %; после термического упрочнения в процессе прокатки:  $\sigma_{0,2} = 980$  МПа;  $\sigma_B = 1220$  МПа;  $\delta_s = 15,2$  %. 4. Зависимость трещиностойкости от температуры см. на рис. 2.12.

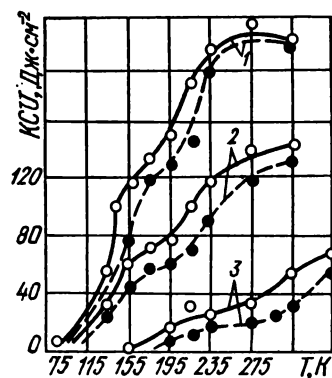
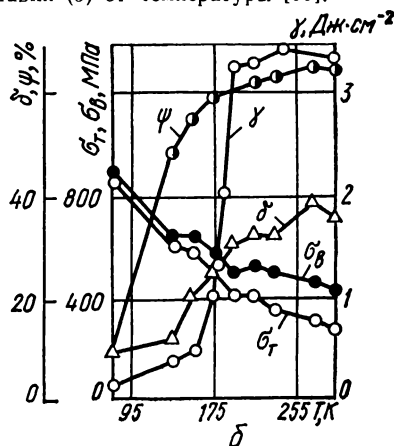
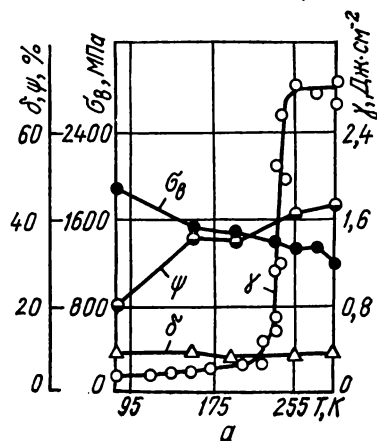


Рис. 2.9. Зависимость хладноломкости углеродистых сталей от скорости охлаждения после отпуска 898 К (○ — в воде, ● — вместе с печью):

1 — сталь 20; 2 — сталь 45; 3 — сталь У7 [98].

Рис. 2.10. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости термоупрочненной (закалка, отпуск 673 К) стали У8 (а) и стали 20 в состоянии поставки (б) от температуры [99].



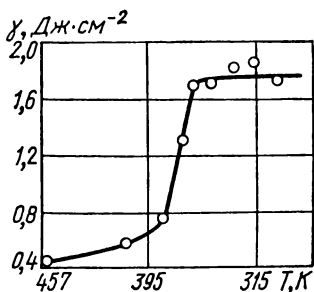


Рис. 2.11. Зависимость эффективной поверхностной энергии стали 65Г (состояние поставки) от температуры [86].

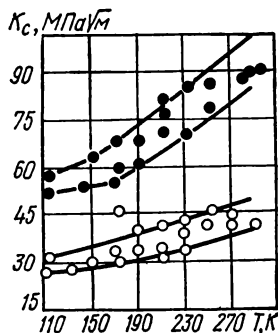


Рис. 2.12. Зависимость трещиностойкости арматурной стали 20ХГС2 от температуры:

○ — горячекатаная сталь; ● — сталь, термоупрочненная в процессе прокатки [100].

Т а б л и ц а 2.10. Зависимость физико-механических характеристик литой стали 40ХЛ от конечного раскисления [101]

Вариант раскисления	Присадка раскислителя, %		Тип включения	$\sigma_T$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	$K_{Ic}^*$ , МПа·√м	$T_{кр}$ , К	Долговечность при ударе = 340 МПа, N, тыс. циклов
	Al	SiCa									
1	0,04	—	II	525	820	11,3	18,4	26,5	22,9	273	28
2	0,1	—	III	515	840	16,8	26,1	35,3	25,7	268	47
3	0,1	0,1	I—III	550	850	17,8	40,0	59,8	28,2	258	69
4	0,1	0,1	I	540	850	21,0	48,0	70,6	29,7	243	120

П р и м е ч а н и е. Зависимости  $K_{Ic}$  и  $KCU$  от температуры см. на рис. 2.13

\* При  $T = 293$  К.

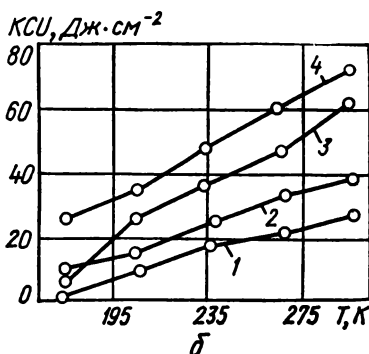
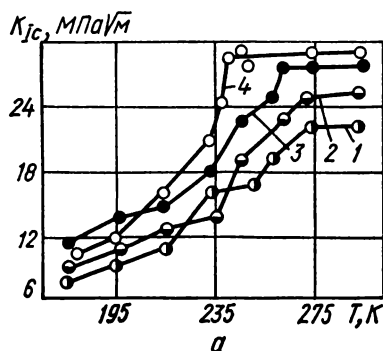


Рис. 2.13. Зависимость  $K_{Ic}$  (а) и  $KCU$  (б) стали 40ХЛ для различных вариантов конечного раскисления от температуры (кривые 1—4 соответствуют вариантам конечного раскисления, приведенным в табл. 2.10) [101].

Т а б л и ц а 2.11. Зависимость газонасыщенности и механических свойств стали 45Л от конечного раскисления [102]

Присадка раскислителя, %			Тип включения	Содержание газов, %		$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	КСУ, Дж·см <sup>-2</sup>
Al	SiCa	FeCe		O <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>					
—	—	—	I	0,0036	0,0081	450	670	15,7	22,6	47,8
0,02	—	—	II	0,0035	0,0077	430	640	13,2	21,5	41,2
0,1	—	—	III	0,0028	0,0073	440	670	14,0	25,0	44,2
0,1	0,15	—	I	0,0026	0,0065	450	640	18,2	30,0	63,8
0,1	—	0,15	I	0,0025	0,0073	410	622	17,0	29,0	72,6
0,1	0,15	0,15	I	0,0024	0,0059	395	600	25,6	38,0	69,6

Примечания. 1. Содержание элементов в стали, %: 0,45 С; 0,76 Мп; 0,38 Si; 0,05 S; 0,041 Р; 0,20 Cr; 0,16 Ni. 2. Термообработка: нормализация от 1153 К, отпуск при 923 К.

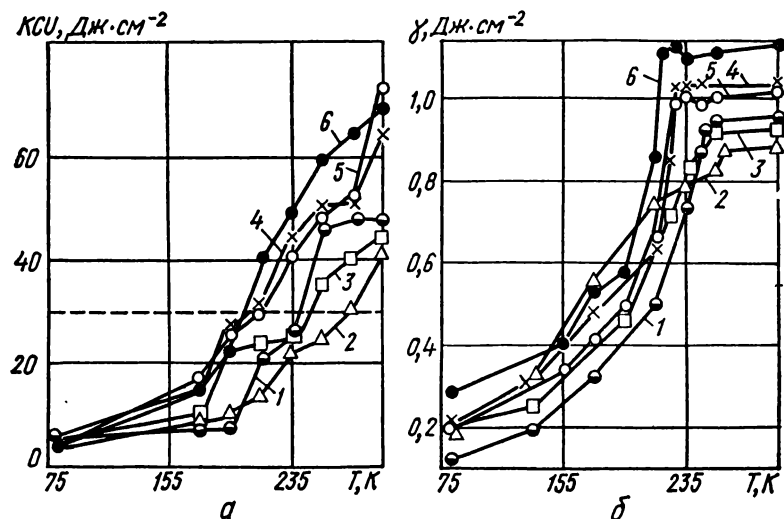


Рис. 2.14. Зависимость ударной вязкости (а) и эффективной поверхностной энергии (б) стали 45Л, раскисленной по различным вариантам (см. табл. 2.11) от температуры:

1 — без алюминия; 2 — 0,02 % Al; 3 — 0,1 % Al; 4 — 0,1 % Al + 0,15 % SiCa; 5 — 0,1 % Al + 0,15 % FeCe; 6 — 0,1 % Al + 0,15 % FeCe + 0,15 % SiCa. Штриховая линия — КСУ по ГОСТ 9454—78 [102].

Т а б л и ц а 2.12. Критическая температура хладноломкости стали 45Л, определенная различными методами [102, 103, 105]

Тип включений	Т <sub>кр</sub> , К, определенная по методу			Тип включений	Т <sub>кр</sub> , К определенная по методу		
	КСУ	КСТ	γ <sub>э</sub>		КСУ	КСТ	γ <sub>э</sub>
II	268	248	258	I, III	208	233	223
III	243	243	253	I	203	228	213
I	213	233	223				

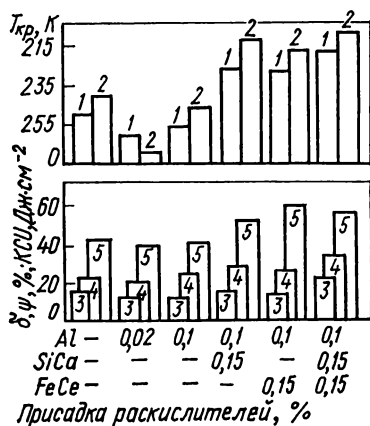


Рис. 2.15. Зависимость механических свойств и критической температуры хладноломкости стали 45Л от конечного раскисления (см. табл. 2.11):

1 — метод трещин; 2 — метод ударной вязкости; 3 — δ; 4 — ψ; 5 — КСУ [103].

Т а б л и ц а 2.13. Механические характеристики конструкционных сталей [106]

Марка	Содержание элементов, %	Режим термообработки	HRC	σ <sub>0,2</sub> , МПа	σ <sub>в</sub> , МПа	δ <sub>5</sub> , %	ψ, %
30ХМЛ	0,29 С; 0,21 Si; 0,46 Mn; 0,014 S; 0,013 P; 0,96 Cr; 0,15 Ni; 0,09 Cu; 0,19 Mo	Закалка 1153 К, масло + отпуск 813 К	32	830	950	13	68
35ХМФА	0,33 С; 0,23 Si; 0,46 Mn; 0,006 S; 0,014 P; 1,01 Cr; 0,30 Ni; 0,17 Cu; 0,23 Mo; 0,1 V	Закалка 1153 К, масло + отпуск 873 К	36	930	1210	12	59

Примечание. Зависимость КСУ и K<sub>IC</sub> от температуры см. на рис. 2,16 и 2,17.

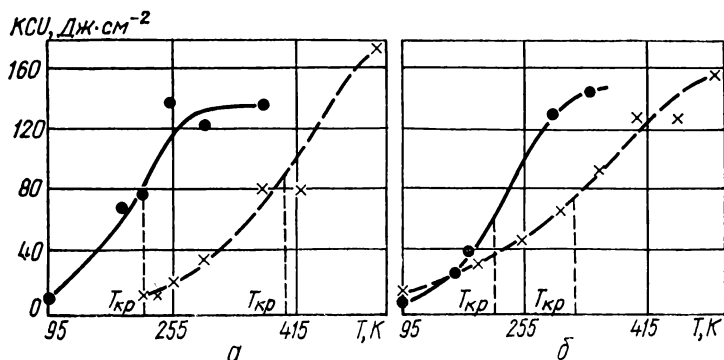


Рис. 2.16. Зависимость ударной вязкости сталей 30ХМА (а) и 35ХМФА (б) от температуры:

$T_{кр}$  — критическая температура хрупкости, определенная по уменьшению ударной вязкости вдвое; ● — образцы сечением 10 × 10 мм; × — образцы сечением 30 × 30 мм. (Зависимость трещиностойкости указанных сталей от температуры см. на рис. 2.17; режимы термообработки, химический состав и характеристики прочности см. в табл. 2.13.) [106].

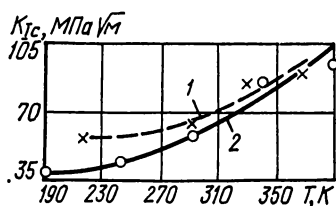


Рис. 2.17. Зависимость трещиностойкости конструкционных сталей от температуры:

1 — сталь 30ХМА; 2 — сталь 35ХМФА. Химический состав, режим термообработки и характеристики прочности см. в табл. 2.13 [106].

Т а б л и ц а 2.14. Характеристики прочности и трещиностойкости материалов буровых труб [107]

Материал	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{IC}$ МПа·√м	
						293 К	77 К
Сталь 45	Состояние поставки	390	660	17	50	41	13,6
	Закалка 1093 К, вода + + отпуск 873 К	590	705	13	49	39,7	14,5
	Закалка 1093 К, вода + + отпуск 473 К	1130	1390	...	...	32,8	20
Сталь 40Х	Состояние поставки	470	800	19	52	43	17
	Закалка 1133 К, масло + + отпуск 833 К	810	1000	...	...	66,9	29
	Закалка 1133 К, масло + + отпуск 573 К	1440	1650	9	42	31,3	15,5

Материал	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_{в'}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_c$ МПа $\cdot\sqrt{м}$	
						293 К	77 К
Сталь 40ХН	Состояние поставки	660	830	17	67	64,5	35,9
	Закалка 1113 К, масло + отпуск 823 К	1030	1100	13	54	73,8	39
	Закалка 1113 К, масло + отпуск 473 К	1470	1590	11	41	36,6	13
Сталь 20ХГ2Б	Состояние поставки	610	790	18	68	53	22,9
	Закалка 1133 К, масло + отпуск 793 К	920	970	13	69	61,4	19,5
	Закалка 1133 К, масло + отпуск 473 К	1160	1370	11	64	67,3	20,7
ВТЗ-1	Закалка 1143 К, выдержка 1 ч + старение 923 К, 2 ч + охлаждение, воздух	1000	1080	...	...	50,5	33,5
Алюминиевый сплав Д16 (Т)	Состояние поставки	370	530	13,5	12	24,8	31

Примечание. Данные получены на цилиндрических образцах диаметром 9 мм с кольцевой трещиной.

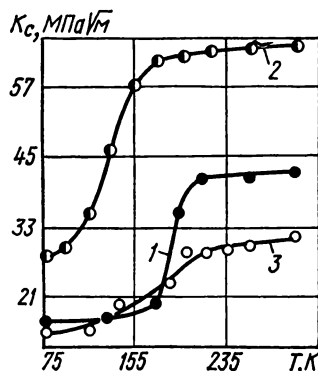
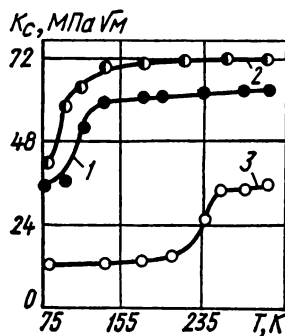


Рис. 2.18. Зависимость трещиностойкости стали 40ХН в различных состояниях от температуры:

1 — состояние поставки; 2 — отпуск 823 К; 3 — отпуск 473 К [107].

Рис. 2.19. Зависимость трещиностойкости стали 40Х в различных состояниях от температуры:

1 — состояние поставки; 2 — отпуск 833 К; 3 — отпуск 573 К [107].



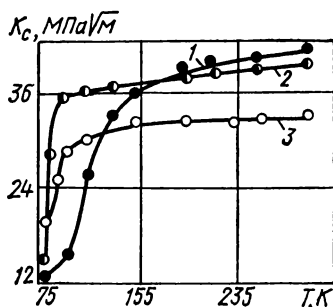


Рис. 2.20. Зависимость трещиностойкости стали 45 в различном состоянии от температуры:

1 — состояние поставки; 2 — отпуск 873 К; 3 — отпуск 473 К [107].

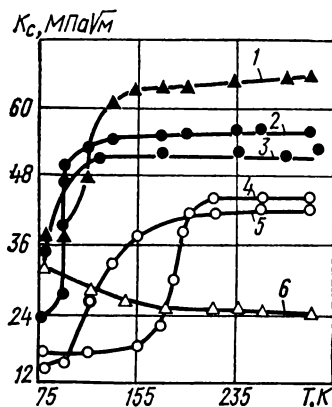
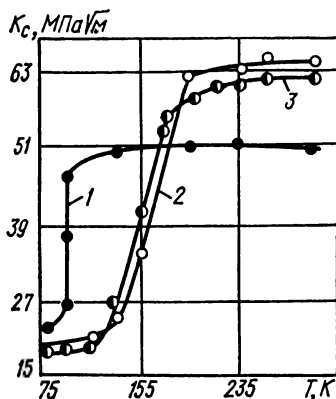


Рис. 2.21. Зависимость трещиностойкости материалов бурильных труб от температуры:

1 — сталь 40ХН; 2 — сталь 20ХГ2Б; 3 — титановый сплав BT3-1, 4 — сталь 45; 5 — алюминиевый сплав Д16 (Т) (1, 2, 4, 5 — состояние поставки; 3 — закалка 1143 К, 1 ч, старение 923 К, 2 ч, охлаждение на воздухе) [107].

Рис. 2.22. Зависимость трещиностойкости стали 20ХГ2Б в различном состоянии от температуры:

1 — состояние поставки; 2 — отпуск 793 К; 3 — отпуск 473 К [107].



Т а б л и ц а 2.15. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости конструкционной теплоустойчивой стали 15Х2МФА от температуры [109]

Режим термообработки	T, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{Ic}$ , МПа·√м
Нагрев до 1273 К, охлаждение, масло + отпуск 973 К,	77	1040	1115	18,6	31,3	57 (93 К)
14 ч + дополнительный отпуск 943 К, 84 ч (режим I)	123	...	...	...	...	61
	183	700	805	24,1	72,1	68
	213	670	780	23,0	72,8	109

Режим термообработки	$T, K$	$\sigma_{0,2}, MPa$	$\sigma_B, MPa$	$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{Ic}, MPa \cdot \sqrt{m}$
Нагрев до 1273 К, охлаждение, масло + отпуск 973 К, 14 ч + дополнительный отпуск 943 К, 84 ч (режим I)	243	650	750	20,4	74,2	128
	293	580	700	21,0	74,6	93
	623	545	610	14,8	70,4	...
Нагрев до 1273 К, 4 ч + охлаждение, масло + отпуск 893 К, 6 ч (режим II)	77	1460	1520	12,7	35,2	54
	293	1100	1160	16,1	67,2	68
	373	1040	1110	15,7	65,8	103 (393 К)
	473	960	1020	15,6	67,4	129 (433 К)
	623	880	970	15,2	65,2	152

Примечание. Содержание элементов, %: 0,18 С; 0,27 Si; 0,475 Mn; 2,58 Cr; 0,16 Ni; 0,62 Mo; 0,3 V; 0,019 S; 0,013 P; 0,11 Ti.

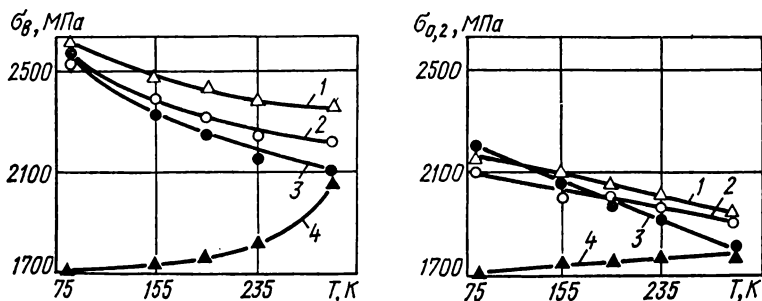


Рис. 2.23. Зависимость прочностных характеристик стали 45XН2МФА, обработанной по режимам А, Б, В, Г (кривые 3, 2, 4, 1 соответственно) от температуры испытаний.

Режимы термообработки и зависимости трещиностойкости от температуры см. в подписи к рис. (2.24) [108].

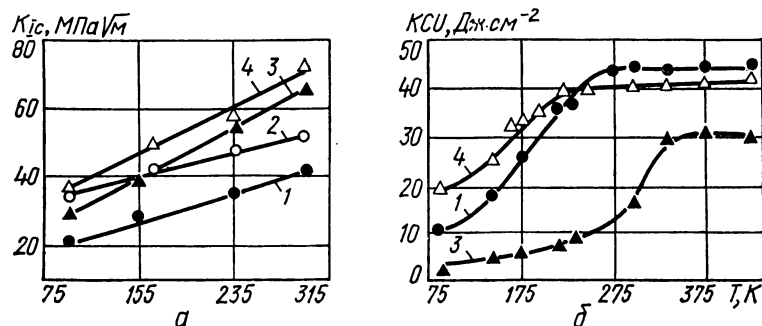
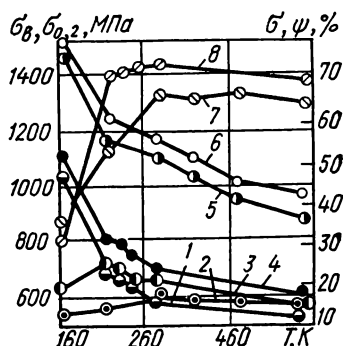


Рис. 2.24. Зависимость трещиностойкости (а) и ударной вязкости (б) образцов из стали 45XН2МФА после обработок по режимам А (1), Б (2), В (3), Г (4) от температуры.

Химический состав, %: 0,06 С; 1,02 Cr; 2,2 Ni; 0,60 Mn; 0,45 Mo; 0,35 V; 0,28 Si; 0,032 S; 0,021 P. Режим А: нагрев до 1133 К, выдержка 30 мин, закалка в масле; режим Б: обработка по режиму А + повторный нагрев до 1133 К со скоростью 1—2 град · мин $^{-1}$  в диапазоне 953—1133 К, выдержка 30 мин, закалка в масле; режим В: нагрев до 1423 К, выдержка 30 мин, закалка в масле; режим Г: обработка по режиму В + повторный нагрев со скоростью 1—2 град · мин $^{-1}$  в диапазоне 923—1133 К, выдержка 30 мин при 1133 К, закалка в масле [108].

Рис. 2.25. Зависимости  $\sigma_{0,2}$  (1, 5),  $\sigma_B$  (4, 6),  $\delta$  (2, 3) и  $\psi$  (7, 8) стали 15Х2МФА (I) (1, 3, 4, 8) и 15Х2МФА (II) (2, 5—7) от температуры испытаний.

(Химический состав, режимы термообработки I и II см. в табл. 2.15.) [109].



Т а б л и ц а 2.16. Химический состав, предел прочности и трещиностойкость некоторых конструкционных сталей [110]

№ п/п	Сталь	Содержание элементов, %					
		C	Mn	P	S	Si	Ni
1	A36	0,24	0,94	0,009	0,015	—	—
2	ABS-C	0,2	0,6	0,009	0,016	0,23	0,02
3	A302-B	0,19	1,4	0,017	0,014	0,16	0,03
4	2,25Cr — 1Mo	0,15	0,53	0,016	0,015	0,25	—
5	CrMoV	0,3	0,82	0,006	0,01	0,32	0,15
6	12Cr	0,13	0,57	0,009	0,006	0,33	1,6
7	HY-80	0,15	0,31	0,01	0,016	0,25	0,55
8	A517F	0,17	0,89	0,015	0,015	0,19	0,84
9	12XH3A	0,12	0,62	0,118	0,017	0,23	3,1
10	A471NiCrMoV	0,28	0,29	0,01	0,008	0,2	3,8
11	HY-130	0,12	0,79	0,004	0,005	0,35	4,9
12	40XH3A	0,41	0,6	0,013	0,012	0,23	0,32
13	60XC	0,58	0,69	0,02	0,008	1,63	0,1
14	18Ni (250)	0,003	0,002	0,001	0,004	0,003	17,10

№ п/п	Сталь	Содержание элементов, %					$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{Ic}$ , МПа·√м
		Cr	Mo	V	Co	Ti		
1	A36	—	—	—	—	—	240	50
2	ABS-C	0,07	0,01	—	—	—	320	...
3	A302-B	0,07	0,49	—	—	—	360	68
4	2,25 Cr—1Mo	2,33	0,98	—	—	—	440	110
5	CrMoV	1,02	1,12	0,25	—	—	660	34
6	12Cr	12,32	0,55	—	—	—	700	65
7	HY-80	1,52	0,46	0,01	—	—	670	...
8	A517F	0,52	—	0,004	—	—	850	100
9	12XH3A	0,7	—	—	—	—	1000	75

№ п/п	Сталь	Содержание элементов, %					$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{Ic}$ МПа·√м
		Cr	Mo	V	Co	Ti		
10	A471NiCrMoV	1,76	0,49	0,14	—	—	1050	65
11	HY-130	0,57	—	0,057	—	—	1100	...
12	40ХН3А	0,82	0,2	—	—	—	1450	45
13	60ХС	0,86	—	—	—	—	1700	28
14	18Ni (250)	—	4,60	—	7,6	0,5	1820	74

Примечание. Значения  $\sigma_{0,2}$  приведены для комнатной температуры испытаний, значения  $K_{Ic}$  — для 333 К. Зависимости механических характеристик от температуры см. на рис. 2.28.

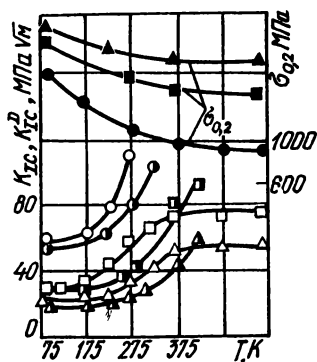


Рис. 2.26. Зависимость  $K_{Ic}$ ,  $K_{Ic}^D$  и  $\sigma_{0,2}$  сталей 12ХН3А (○, ●, ●), 40ХН3А (□, ■, ■) и 60ХС (△, ▲, ▲) от температуры:

$K_{Ic}$  — ○, □, △;  $K_{Ic}^D$  — ●, ■, ▲;  $\sigma_{0,2}$  — ●, ■, ▲ [110].

Таблица 2.17. Химический состав сталей 3сп и 3пс [115]

Марка	Содержание элементов, %											
	C	Mn	Si	S	P	Cu	Ni	Cr	Al	As	N	O
3сп	0,17	0,55	0,23	0,030	0,019	0,09	0,05	0,11	0,013	—	0,076	0,0043
3пс	0,14	0,35	0,01	0,029	0,012	0,12	0,06	0,09	0,016	0,08	0,070	0,0054

Примечание. Зависимость работы распространения трещины от температуры см. на рис. 2.33, механические характеристики — на рис. 2.32, неметаллические включения — в табл. 2.18.

Рис. 2.27. Зависимости параметров трещиностойкости  $K_{Ic}$ ,  $K_c$  от температуры (а) и диаграммы конструктивной прочности (б) стали 40ХНЗА, полученные на образцах различных типов: 1 —  $30 \times 40$  мм; 2 —  $18 \times 18$  мм; 3 —  $12 \times 18$  мм; 4 —  $6 \times 18$  мм [110].

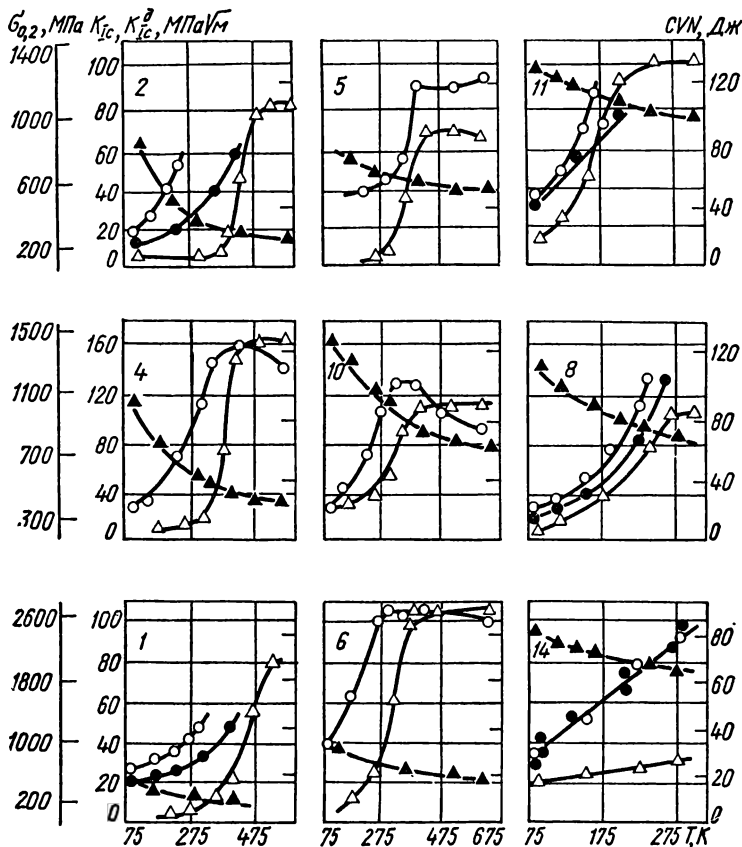
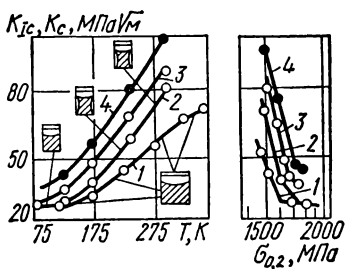


Рис. 2.28. Зависимости  $K_{Ic}$  (○),  $K_{Ic}^D$  (●), CVN (△),  $\sigma_{0.2}$  (▲) некоторых сталей от температуры: 1, 2, 8, 11, 14 — по данным работы [111]; 4, 5, 6, 10 — по данным работы [112] (см. табл. 2.16) [110].

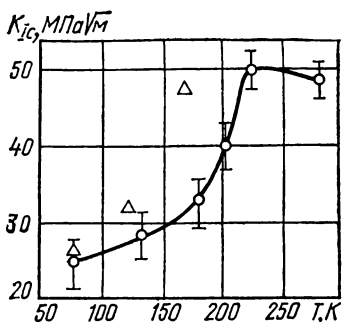
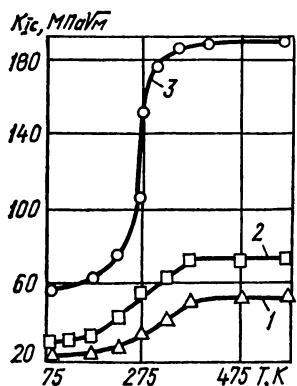


Рис. 2.29. Зависимость трещиностойкости конструкционных сталей с различным уровнем прочности, обусловленным разным содержанием углерода, от температуры (термообработка — закалка и отпуск при 673 К): 1 — 60ХС; 2 — 40ХНЗА; 3 — 12ХНЗА [113].

Рис. 2.30. Зависимость трещиностойкости стали 35 от температуры, полученная на цилиндрических образцах с прослойками (треугольниками отмечены значения  $K_{IC}$ , полученные на цельных образцах).

Химический состав, %: 0,34 С; 0,31 Мп; 0,26 Si; 0,018 Р; 0,25 Cr; 0,25 Ni; 0,04 S,  $\sigma_{0,2} = 420$  МПа [96].

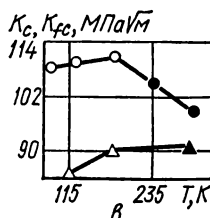
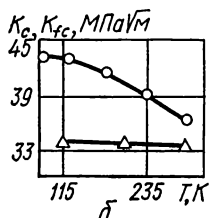
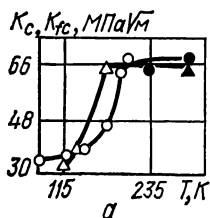
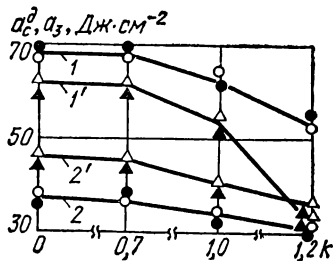
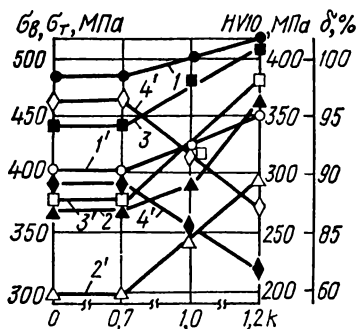


Рис. 2.31. Зависимость статической (○) и циклической (△) трещиностойкости материалов от температуры:

а — сталь 08кп; б — сплав Д16 (Т); в — сталь 03Х13АГ19; ●, ▲ — некорректные значения определяемых величин [114].



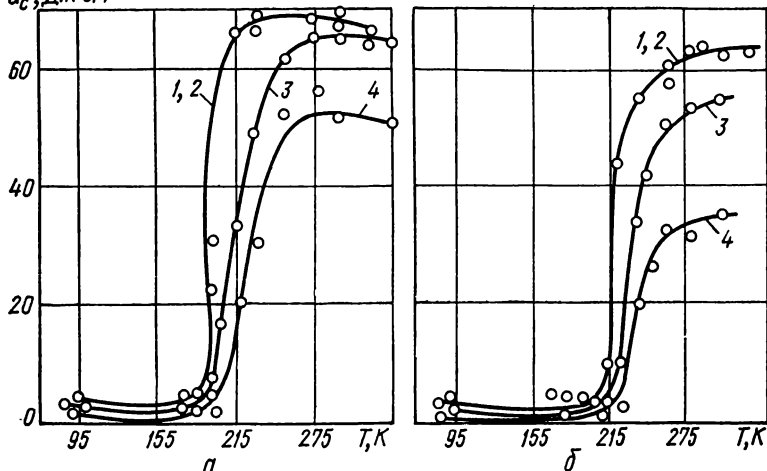
$\sigma_c^D, \text{Дж}\cdot\text{см}^{-2}$ 


Рис. 2.34. Зависимость работы распространения трещины ( $a_p$ ) сталей 3сп (а) и 3пс (б) от уровня предварительного нагружения ( $k$ ) (отжиг 923 К, 0,5 ч, в вакууме):

1 —  $k = 0$ ; 2 —  $k = 0,7$ ; 3 —  $k = 1$ ; 4 —  $k = 1,2$ . (Изменение механических свойств сталей в результате предварительного нагружения см. на рис. 2.32; химический состав и количество неметаллических включений в сталях см. в табл. 2.17 и 2.18 соответственно.) [115].

Т а б л и ц а 2.18. Неметаллические включения в сталях 3сп и 3пс

Марка	Количество включений, %				
	Всего	Сульфиды	Оксисульфиды	Оксиды	Силикаты
3сп	0,0552	0,0241	0,0151	0,0025	0,0135
3пс	0,0856	0,0242	0,0185	0,0016	0,0413

Рис. 2.32. Зависимость механических свойств сталей 3сп и 3пс от уровня предварительного нагружения (отжиг 923 К, 0,5 ч, в вакууме):

1—4 — сталь 3сп; 1'—4' — сталь 3пс; 1, 1' —  $\sigma_B$ ; 2, 2' —  $\sigma_T$ ; 3, 3' —  $HV_{10}$ ; 4, 4' —  $\delta$ . Уровни предварительного нагружения рассчитывали по формуле  $P = \sigma_T F_k$ . (Химический состав и количество неметаллических включений см. в табл. 2.17 и 2.18 соответственно; влияние уровня предварительного нагружения на изменение работы распространения трещины см. на рис. 2.33) [115].

Рис. 2.33. Зависимость работы зарождения ( $a_z$ ) и распространения ( $a_D$ ) трещины сталей 3сп и 3пс от уровня предварительного нагружения (отжиг 923 К, 0,5 ч, в вакууме):

1, 2 — сталь 3сп; 1', 2' — сталь 3пс; 1, 1' —  $a_c^D$ ; 2, 2' —  $a_z$ ; светлые точки — испытания при 293 К, темные точки — испытания при 253 К. (Механические свойства см. на рис. 2.32; химический состав и количество неметаллических включений см. в табл. 2.17 и 2.18 соответственно.) [115].

Т а б л и ц а 2.19. Химический состав основного металла (ОМ), металла шва (МШ) и механические характеристики образцов сварного соединения \* стали 15Х2МФА [119]

Зона	Содержание элементов, %	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
ОМ	0,15 С; 0,45 Мн; 0,019 Р; 0,014 S; 2,83 Cr; 0,21 Ni; 0,72 Мо; 0,27 Si; 0,28 V; 0,11 Cu	600	700	17	74
МШ	0,13 С; 0,56 Мн; 0,020 Р; 0,013 S; 2,5 Cr; 0,21 Ni; 0,65 Мо; 0,23 Si; 0,27 V; 0,12 Cu	475	605	24	75

\* Электрод 13Х2МТФ диаметром 32 мм, сварочная проволока 48-ОФ-6 диаметром 3 мм.

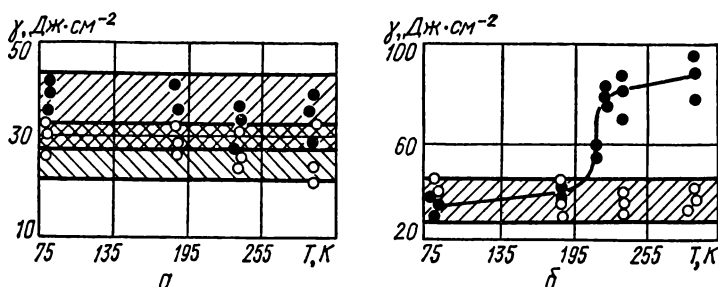


Рис. 2.35. Зависимость эффективной поверхностной энергии алюминиевых сплавов от температуры:

а — АЛ4 (М) (○) и АЛ4 (Д) (●); б — АЛ4 (Д) (○) и АЛ27-1 (●). (Химический состав, термообработку, механические характеристики см. в табл. 2.2.) [72].

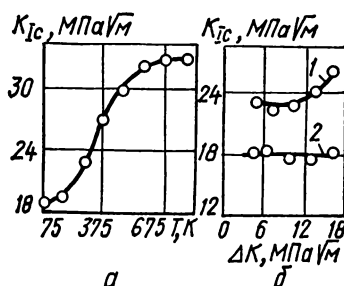


Рис. 2.36. Зависимость трещиностойкости титанового сплава BT8 от температуры (а), циклической тренировки и старения (б):

1 — испытания непосредственно после образования усталостной трещины; 2 — испытания после старения [116].



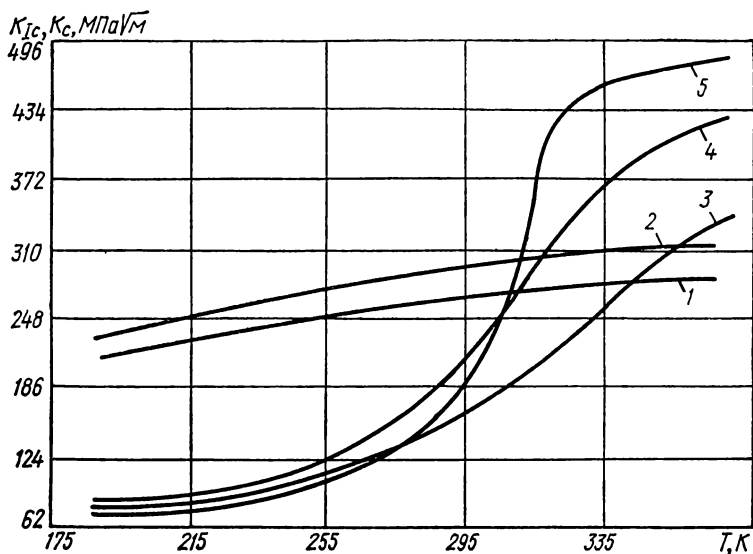


Рис. 2.37. Зависимость трещиностойкости сталей от температуры: 1 — 00X16H5M1; 2 — 000X11H10M2; 3 — 15ГНМФА; 4 — 15Х2НМФА; 5 — 15Х2МФА. Значения  $K_{Ic} \geq 248 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$  условны, так как при их определении условия плоской деформации нарушались [25].

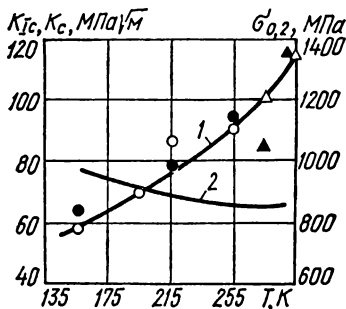
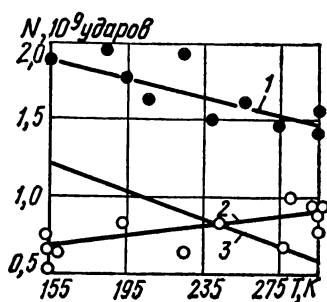


Рис. 2.38. Зависимость долговечности гладких образцов (1), длительности периодов зарождения  $N_1$  (3) макротрещины и периода развития образовавшейся трещины  $N_2$  (2) от температуры при повторно-ударном нагружении стали 30ХГСНА (отпуск 523 К) [117].

Рис. 2.39. Зависимость трещиностойкости (1) и предела текучести (2) стали 38ХМА от температуры:

○ —  $K_{Ic}$ ; △ —  $K_C$ ; ● —  $K_{Ic}$ , расчет по величине  $\tau_T = 1/6 \pi (K_{Ic}/\sigma_T)^2$ ; ▲ —  $K_C$ , расчет по величине  $\tau_T = 1/2 \pi (K_C/\sigma_T)^2$ . Химический состав стали, %: 0,38 С; 0,28 Si; 0,54 Mn; 0,015 S; 0,011 P; 1,12 Cr; 0,26 Ni; 0,08 Cu; 0,25 Mo; 0,02 V; 0,02 Ti. Режим термообработки: заковка 1123 К, масло, отпуск 923 К, воздух. Механические характеристики:  $\sigma_{0.2} = 840 \text{ МПа}$ ;  $\sigma_B = 950 \text{ МПа}$ ;  $\delta = 13 \%$ ;  $\psi = 70 \%$  [118].

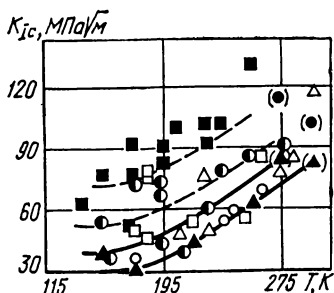
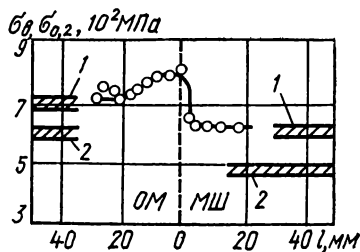


Рис. 2.40. Зависимость прочности различных зон электрошлакового сварного соединения стали 15Х2МФА от расстояния от линии сплавления (штриховая линия):

1 —  $\sigma_B$ ; 2 —  $\sigma_{0,2}$ ; ● —  $\sigma_B$ , определенное безобразцовым способом на приборе МЭИ-Т7 [120], заштрихованные полосы —  $\sigma_B$  и  $\sigma_{0,2}$ , определенные по ГОСТ 1497—84 [119].

Рис. 2.41. Зависимость  $K_{Ic}$  электрошлакового сварного соединения (ЭШС) автоматической дуговой сварки (АДС) и основного металла (ОМ) стали 15Х2МФА от температуры:

▲ — МШ; ○ — ЗТВ; (▲), (●) — некорректные значения; ■ — ОМ [121]; ○ — МШ АДС; ● — ЗТВ АДС [120]; △ — МШ АДС; □ — ЗТВ АДС [122]; сплошные линии — полоса разброса  $K_{Ic}$  для МШ ЭШС; штриховая линия — то же для ЗТВ ЭШС. Режим термообработки основного металла: перед сваркой — нагрев до 1273 К, охлаждение в масле, отпуск при 953—963 К, время выдержки 16 ч, охлаждение с печью до 573 К, затем на воздухе; после сварки — отпуск при температуре 933—938 К, 15 ч, охлаждение с печью до 573 К. (Химический состав сварного соединения, механические характеристики см. в табл. 2.19 и на рис. 2.40.) [119].

### 2.3. Влияние структурных факторов

Таблица 2.20. Зависимость характеристик прочности конструкционных сталей от режимов термообработки [128]

Марка	Химический состав	Температура аустенизации, К	Температура отпуска, К	$d$ , мм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{CU}$ , Дж·м <sup>-2</sup>	$\psi$ , %
40Х	0,41 С; 0,60 Мн; 0,21 Si; 0,91 Cr; 0,030 S; 0,019 Р	1133	893, 2 ч	9,0	1300	184	16,7
		1133	893, 2 ч + 793, 4 ч	9,0	1130	168	65,1
		1473 с печью до 1133, 30 мин	893, 2 ч	217	1280	100	42,5
		1473 с печью до 1133, 30 мин	893, 2 ч	217	1280	22	27,9
		1473 с печью до 1133, 30 мин	893, 2 ч	217	1280	22	27,9

Марка	Химический состав	Температура аустенизации, К	Температура отпуска, К	$d$ , мкм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ , Дж·м <sup>-3/2</sup>	$\psi$ , %
30ХГСН2А	0,29 С; 0,51 Мн; 0,92 Si; 1,1 Cr; 0,9 Ni; 0,030 S; 0,022 Р	1173	893, 2 ч	16	...	...	...
		1373 с печью до 1133, 30 мин	893, 2 ч + 823, 2 ч	70	...	...	...

Примечание. Зависимость трещиностойкости стали 40Х от размера аустенитного зерна  $d$  см. на рис. 2.62; трещиностойкость стали 30ХГСН2А — на рис. 2.66.

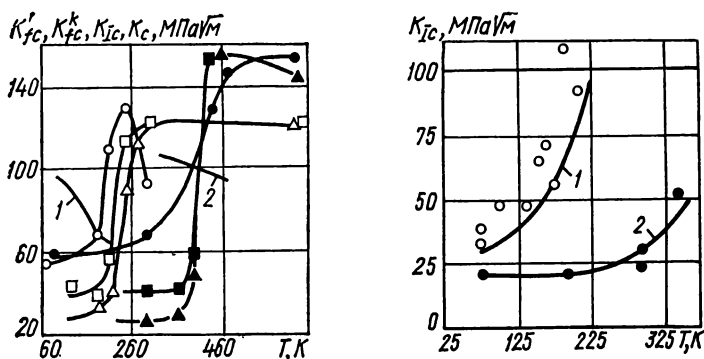


Рис. 2.42. Зависимости характеристик трещиностойкости стали 15Х2МФА (I) (светлые точки) и 15Х2МФА (II) (темные точки) при статическом  $K_{IC}$  (○, ●) и циклическом  $K'_{fc}$  (△, ▲),  $K_{fc}^k$  (□, ■) нагружениях от температуры:

1, 2 — линии, ниже которых выполняется условие  $b \geq 1,5 (K_{IC}/\sigma_{0,2})^{1/2}$  для стали 15Х2МФА (I) и 15Х2МФА (II) соответственно. (Состояния I и II см. в табл. 2.15;  $K'_{fc}$  и  $K_{fc}^k$  — значения критического коэффициента интенсивности напряжений, соответствующие минимальным значениям циклической и динамической вязкости разрушения.) [109].

Рис. 2.43. Зависимость трещиностойкости стали 15Х2НМФА от облучения:

1 — исходное состояние; 2 — после облучения при  $T = 323 \text{ К}$ ,  $\Phi = 3 \times 10^{19} \text{ нейтр. см}^{-2}$  [123].

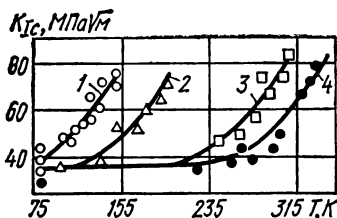


Рис. 2.44. Влияние флюенса ( $E > 0,16$  пДж) на температурную зависимость трещиностойкости стали марки 15X2MФА:

1 — исходное состояние; 2 —  $\Phi = 6 \times 10^{19}$  нейтр. см $^{-2}$  при  $T_{обл} = 588$  К;

3 —  $\Phi = 10^{20}$  нейтр. см $^{-2}$  при  $T_{обл} = 393$  К; 4 —  $\Phi = 2 \cdot 10^{20}$  нейтр. см $^{-2}$  при  $T_{обл} = 323$  К [124].

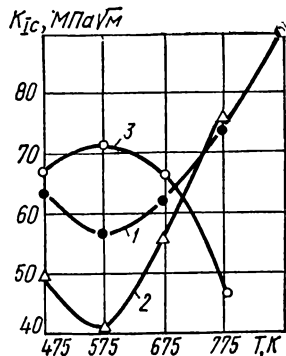


Рис. 2.45. Зависимость трещиностойкости закаленных сталей 37XНЗА (1), 30XГСА (2) и 30XЗСНМФ (3) от температуры отпуска.

Режимы закалки: 37XНЗА — 1093 К, вода; 30XГСА — 1153 К, масло; 30XЗСНМФ — 1223 К, воздух [125].

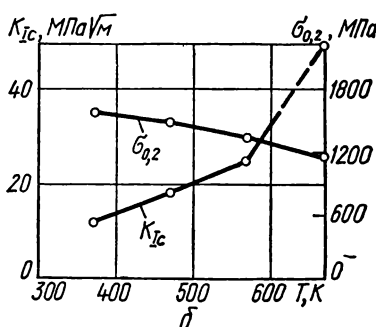
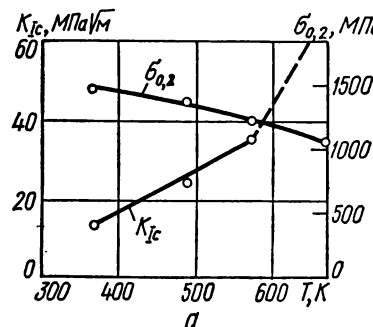


Рис. 2.46. Зависимость  $K_{Ic}$  и  $\sigma_{0.2}$  от температуры отпуска стали 45 (а) и стали У9 (б).

Штрих — некорректное значение величин [92].

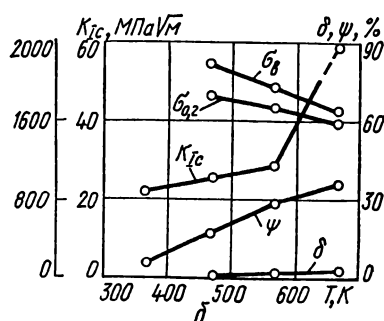
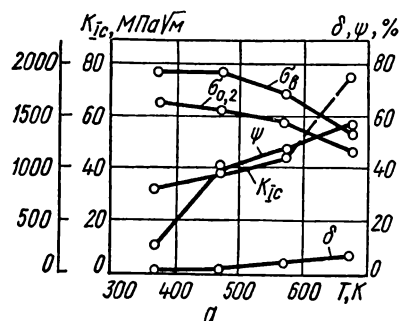


Рис. 2.47. Зависимость механических характеристик и  $K_{Ic}$  от температуры отпуска сталей 40X (а) и 7X2 (б); скорость нагрева под закалку  $1 \text{ К} \cdot \text{с}^{-1}$ .

Штрих — некорректное значение величин [92].

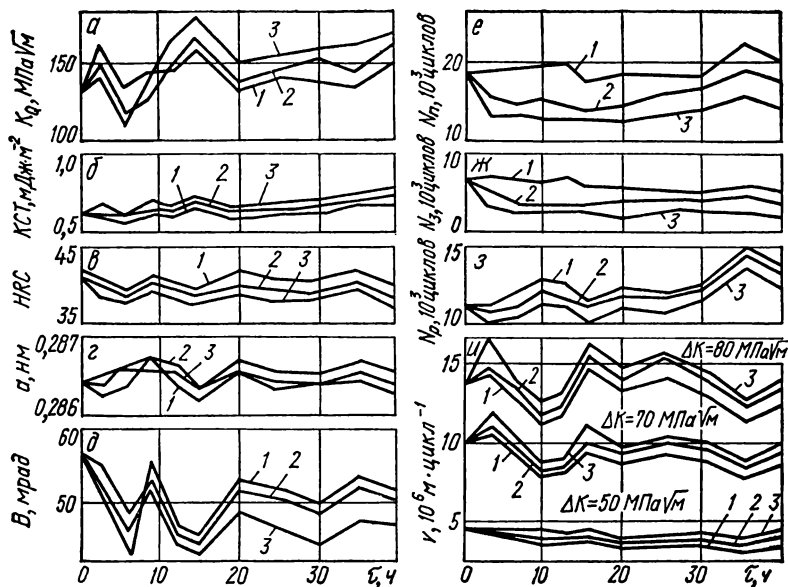


Рис. 2.48. Зависимость трещиностойкости  $K_Q$  (а), ударной вязкости  $KCT$  (б), твердости  $HRC$  (в), параметра  $a$  решетки  $\alpha$ -твердого раствора (г), ширины  $b$  рентгеновской интерференционной линии (220) (д), циклической долговечности (е —  $N_p$ ) и скорости роста усталостной трещины ( $v$ ) от длительности отпуска стали 15X2H3MDFTЧА при температуре отпуска 423 К (1); 453 К (2); 493 К (3).

Содержание элементов, %: 0,17 С; 0,35 Si; 0,59 Mn; 1,73 Cr; 3,13 Ni; 0,43 Mo; 1,09 Cu; 0,1 V; 0,02 Ti; 0,03 Al; 0,03 Cl;  $N_3$  — число циклов до зарождения трещины от надреза и роста ее на 1 мм;  $N_p$  — число циклов до окончательного разрушения образца;  $N_{\Sigma}$  — общая долговечность [126].

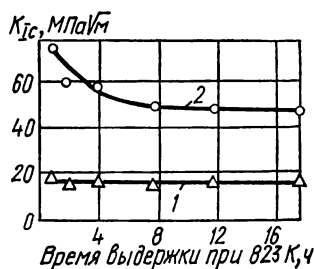


Рис. 2.49. Зависимость трещиностойкости стали 30XГСН2А от продолжительности охрупчивающего отпуска при 823 К:

1 — 77 К; 2 — 293 К [113].

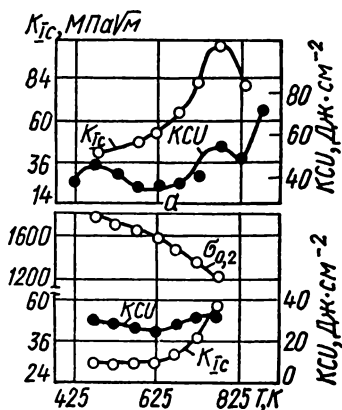


Рис. 2.50. Зависимость трещиностойкости  $K_{Ic}$  и ударной вязкости  $KCU$  от температуры отпуска сталей 45XН2МФА (а) и 7Х3 (б).

Содержание элементов, %: 45XН2МФА — 0,46 С; 1,0 Cr; 2,2 Ni; 0,60 Mn; 0,45 Mo; 0,35 V; 0,28 Si; 0,032 S; 0,021 P; 7Х3 — 0,69 С; 3,5 Cr; 0,30 Mn; 0,25 Si; 0,04 S; 0,030 P [127].

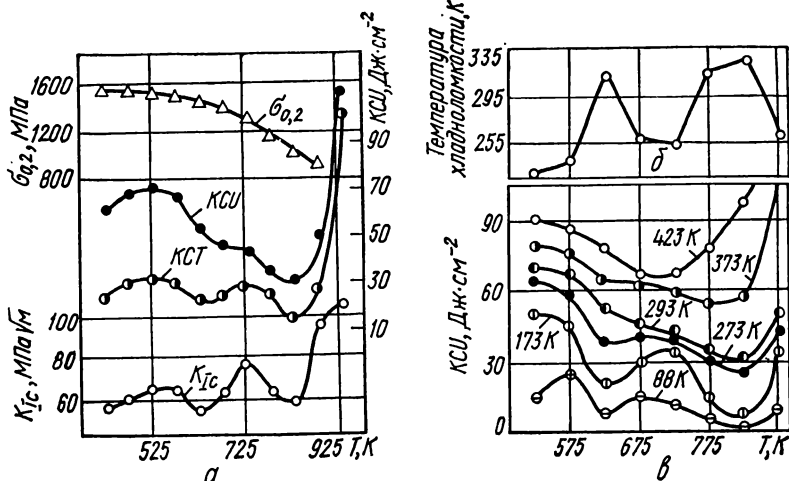


Рис. 2.51. Изменение механических характеристик (а), порога хладноломкости  $T_{50}$  (б) и ударной вязкости при различных температурах испытаний (в) стали 30XГСНА после отпуска в диапазоне температур 423—923 К. Содержание элементов, %: 0,29 С; 1,1 Cr; 0,97 Ni; 0,51 Mn; 0,92 Si; 0,030 S; 0,022 P. [127].

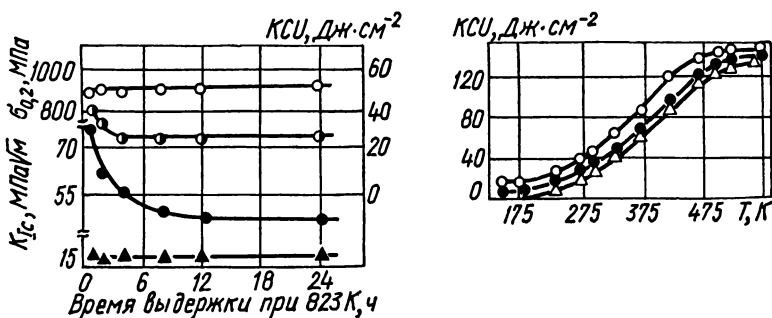


Рис. 2.52. Влияние продолжительности отпуска при 823 К на предел текучести (○) ударную вязкость (●) и трещиностойкость при  $T = 293$  К (●) и  $T = 77$  К (▲) стали 30XГСН2А (а), зависимость KCU от температуры для времени охрупчивания 1 ч (○), 4 ч (●) и 24 ч (△) (б) [128].

Т а б л и ц а 2.21. Зависимость механических характеристик низкоуглеродистых сталей от размера ферритного зерна [135]

Марка	Температура отжига, К	Выдержка, мин	Размер зерна, мкм	$\sigma_{0.2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	HV10, МПа
Зсп	923	30	15	360	460	1130
	1173	60	30	310	450	1020
	1323	360	100	225	430	1000

Марка	Температура отжига, К	Выдерж- ка, мин	Размер зерна, мкм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	HV <sub>10</sub> , МПа
Зпс	923	30	15	310	400	970
	1173	60	50	240	400	940
	1323	360	90	210	390	900

Примечание. Механические характеристики определены на микрообразцах с сечением рабочей части  $2 \times 1$  мм. Характеристики трещиностойкости при температурах 293 и 233 К см. в табл. 2.22.

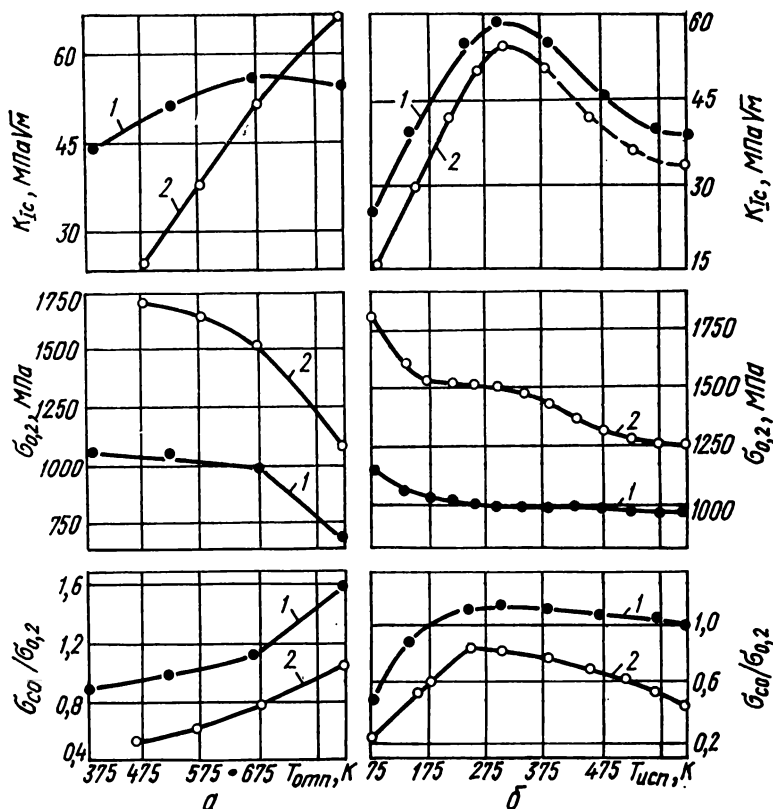


Рис. 2.53. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости от температуры отпуска (при  $T_{исп} = 293$  К) (а) и температуры испытания (при  $T_{отп} = 673$  К) (б):

1 — сталь 20X; 2 — сталь 50XH [129].

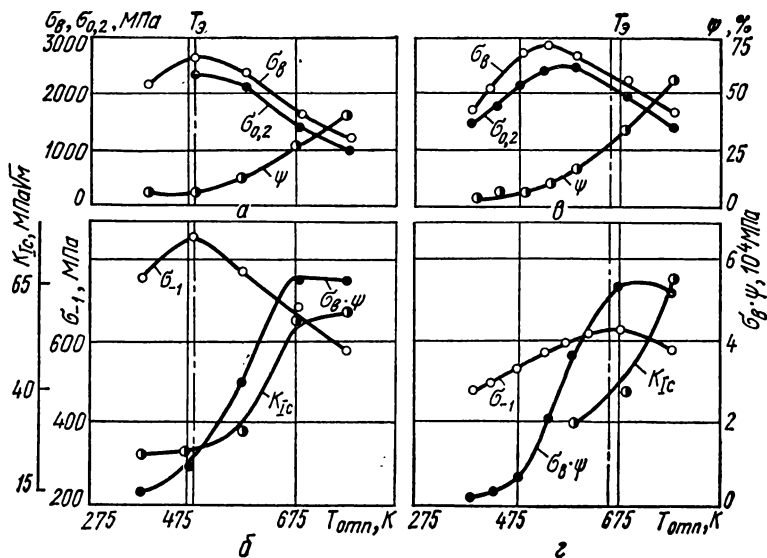


Рис. 2.54. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости закаленных сталей ШХ15ЭШ (а, б) и 60ХС (в, г) от температуры отпуска. Термообработка: закалка в масле от 1133 К, отпуск в диапазоне 273—773 К, 2 ч.  $T_3$  — температура отпуска, соответствующая экстремуму выносливости [130].

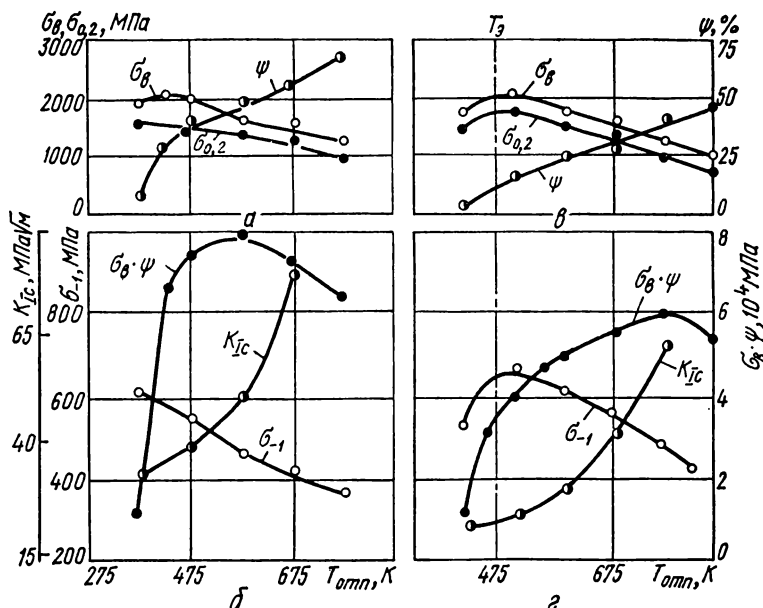


Рис. 2.55. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости закаленных сталей 40Х (а, б) и 7Х2 (в, г) от температуры отпуска. Термообработка: закалка в масле от 1133 К, отпуск в диапазоне 273—773 К, 2 ч [130].



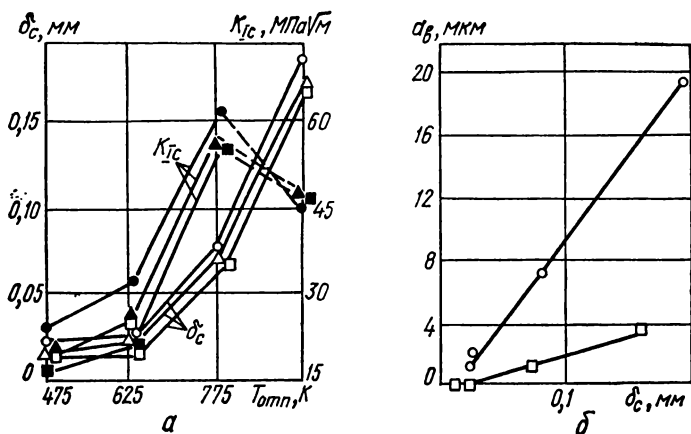


Рис. 2.56. Зависимость характеристик трещиностойкости ( $K_{IC}$ ,  $\delta_c$ ) от температуры отпуска (а) и зоны вытяжки ( $a_p$ ) от критического раскрытия трещины ( $\delta_c$ ) (б) закаленной стали 50XН:

О, ● — испытания на воздухе; △, ▲ — испытания в растворе олеиновой кислоты; □, ■ — испытания в дистиллированной воде. (Штрих — некорректное значение величины.) [131].

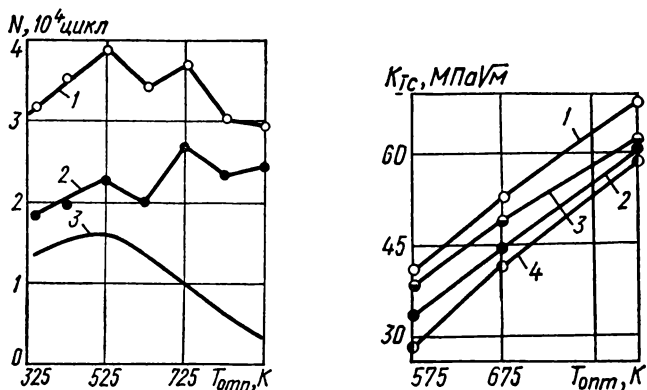


Рис. 2.57. Зависимость общей долговечности  $N$  (1), длительности периода зарождения микротрещины  $N_1$  (3) и периода развития образовавшейся трещины  $N_2$  (2) при повторно-ударных нагружениях стали 30XГСН2А от температуры отпуска.

Содержание элементов, %: 0,29 С; 1,08 Мн; 1,09 Si; 1,5 Ni; 1,04 Cr; 0,2 Cu; 0,007 S; 0,015 Р. Термообработка: закалка в масле от  $T = 1173$  К и отпуск в диапазоне 293—923 К в течение 2 ч [117].

Рис. 2.58. Зависимость трещиностойкости закаленной и отпущенной (при 573, 673 и 823 К) стали 50XН ( $M = 50$  Н · м) от циклической тренировки, разовых перегрузок и старения:

1 — испытания непосредственно после образования усталостной трещины; 2 — испытания после старения (нагрев до 423 К, выдержка 2 ч); 3 — испытания непосредственно после однократной перегрузки (0,95 критической); 4 — испытания после старения [132].

$\sigma_T, \sigma_B, 10^2 \text{ МПа}; K_{IC}, 10^5 \text{ Дж} \cdot \text{м}^{-2}; K_{IC}, 10 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}; H_B, 10^2 \text{ МПа}; \psi, 10\%$

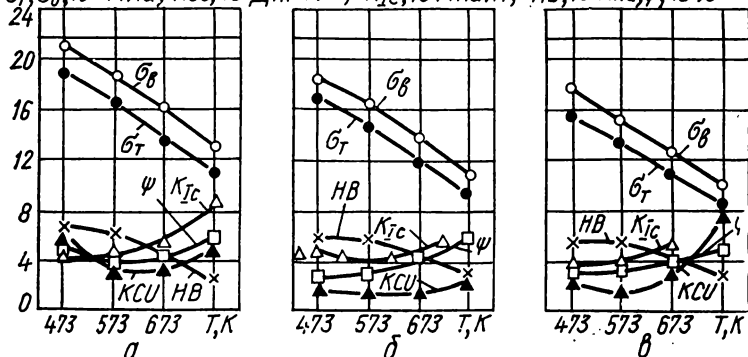


Рис. 2.59. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости сталей 45XN2MFA (а), 35XГСА (б) и 40X (в) от температуры отпуска [133].

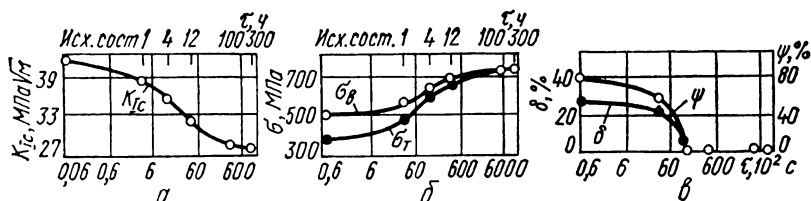


Рис. 2.60. Зависимость трещиностойкости (а), прочности (б) и пластичности (в) стали 15X25T от продолжительности отпуска при 753 К.

Содержание элементов %: 0,10 С; 26,1 Cr; 0,25 Mn; 0,47 Si; 0,025 P; 0,009 S; 0,22 Ni; 0,80 Ti; 0,005 N. Режим термообработки: закалка с 1073 К, 30 мин, в воду; размер зерна 60 мкм [134].

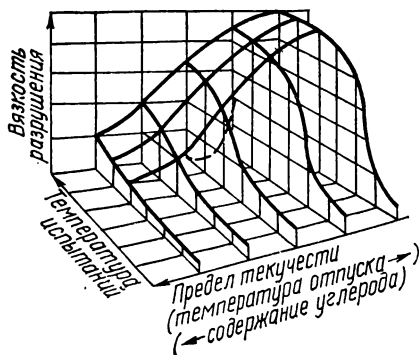


Рис. 2.61. Пространственная диаграмма температурных зависимостей трещиностойкости термупрочненных сталей с различным уровнем прочности [110].

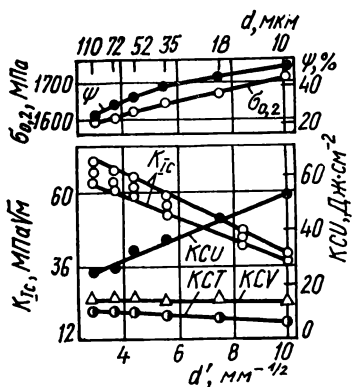


Рис. 2.62. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости стали 40X после отпуска при 473 К от размера исходного аустенитного зерна. Содержание элементов, %: 0,41 С; 0,98 Cr; 0,60 Mn; 0,23 Si; 0,039 S; 0,03 P. Рост исходного аустенитного зерна от 10 до 110 мкм обеспечивался повышением температуры аустенизации от 1133 до 1473 К [127].

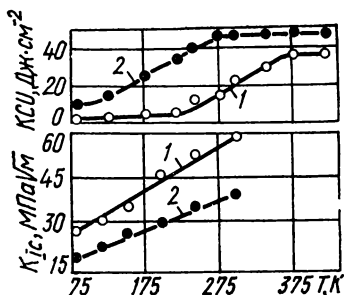


Рис. 2.63. Зависимость трещиностойкости  $K_{IC}$  и ударной вязкости  $KCU$  нормально обработанной и перегретой стали 45XH2MФА (отпуск 473 К) от температуры:

1 —  $T_{ауст} = 1423$  К,  $d = 143$  мкм; 2 —  $T_{ауст} = 1133$  К,  $d = 8,5$  мкм. Содержание элементов, %: 0,46 С; 1,0 Cr; 2,2 Ni; 0,60 Mn; 0,45 Mo; 0,35 V; 0,28 Si; 0,032 S; 0,021 P [127].

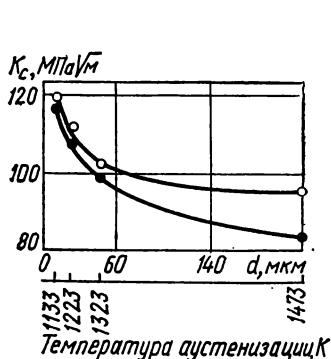


Рис. 2.64. Зависимость трещиностойкости стали 40X от размера действительного аустенитного зерна ( $d$ ):

○ — отпуск при 893 К; ● — отпуск при 893 → 793 К [128].

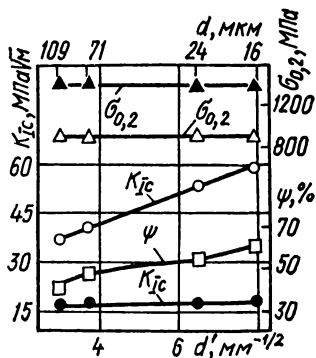


Рис. 2.65. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости стали 30XГCH2A после 2 ч отпуска при 823 К от размера действительного аустенитного зерна:

○, △, □ — испытания при 293 К; ●, ▲ — испытания при 77 К [128].

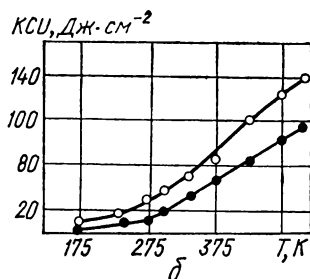
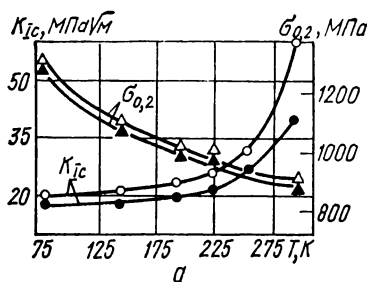


Рис. 2.66. Зависимости предела текучести и трещиностойкости (а) и ударной вязкости (б) стали 30ХГСН2А с различными размерами аустенитного зерна от температуры:

○ —  $d = 10$  мкм; ● —  $d = 70$  мкм; △ —  $d = 16$  мкм; ▲ —  $d = 70$  мкм. (Режим термообработки см. в табл. 2.20.) [128].

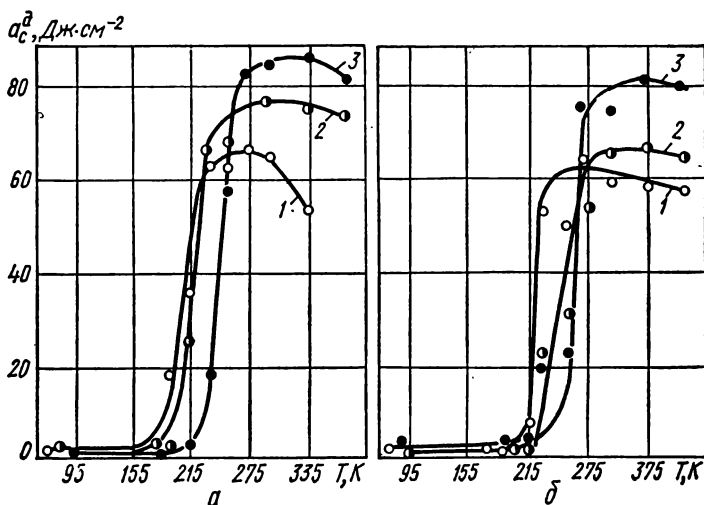


Рис. 2.67. Зависимость работы распространения трещины спокойной Зсп (а) и полуспокойной Зпс (б) сталей от температуры.

Размер зерна 15 мкм (1), 30 мкм (2) и 100 мкм (3). (Механические характеристики, режимы термообработки см. в табл. 2.21.) [135].

Т а б л и ц а 2.22. Зависимость работы разрушения низкоуглеродистых сталей от размера ферритного зерна [135]

Марка	$T, K$	Размер зерна, мкм	Работа разрушения $a, Дж \cdot см^{-2}$	Работа распространения трещины $a_c^d, Дж \cdot см^{-2}$	Работа зарождения трещины $a_z, Дж \cdot см^{-2}$
Зсп	293	15	119	64	55
		30	134	77	57
		100	179	84	95

Марка	$T, K$	Размер зерна, мкм	Работа разрушения $a$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Работа распространения трещины $a_c^D$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Работа зарождения трещины $a_3$ , Дж·см <sup>-2</sup>
Зпс	233	15	90	61	29
		30	102	67	35
		100	119	18	101
	293	15	126	59	67
		50	144	65	79
		90	165	78	107
	233	15	64	52	12
		50	90	17	73
		90	112	7	105

Примечания. 1.  $a$ ,  $a_c^D$  определяли путем ударного растяжения образцов с двумя боковыми концентраторами глубиной 0,5 мм,  $\rho = 0,1$  мм, нетто-сечением  $4 \times 1$  мм и образцов с усталостной трещиной длиной 0,5 мм, нетто-сечением  $3 \times 1$  мм;  $a_3 = a \rightarrow a_c^D$ . 2. Механические характеристики см. в табл. 2.21.

Таблица 2.23. Режимы термообработки стали 75ХГСТ для получения перлитных структур с частицами цементитной фазы различной формы и разного размера [138]

Структура	Режим охлаждения *	$\lambda_{пл}$ , мкм	$t_c$ , мкм	$D_c$ , мкм	$\lambda_3$ , мкм
Пластинчатая	Охлаждение с печью	1,2	0,155	—	—
	Изотермический отжиг при 873 К	0,8	0,092	—	—
	Охлаждение на воздухе	0,4	0,045	—	—
Зернистая	Закалка, масло + отпуск 1013 К, 10 ч	—	—	0,45	1,23
	Закалка, масло + отпуск 998 К, 2 ч	—	—	0,33	0,88
	Закалка, масло + отпуск 898 К, 2 ч	—	—	0,19	0,45

Примечания. 1. Содержание элементов, %: 0,74 С; 1,07 Мн; 0,51 Si; 1,03 Cr; 0,12 Ti; 0,018 S; 0,014 Р. 2. Обозначения:  $t_c$  — толщина цементитных пластинок в структуре пластинчатого перлита;  $D_c$  — средний размер цементитных глобулей;  $\lambda_3$  — среднее расстояние между глобулями цементита;  $\lambda_{пл}$  — расстояние между пластинами перлита. Характеристики прочности и трещиностойкости см. на рис. 2.71.

\* После аустенизации при 1113 К в течение 1 ч.

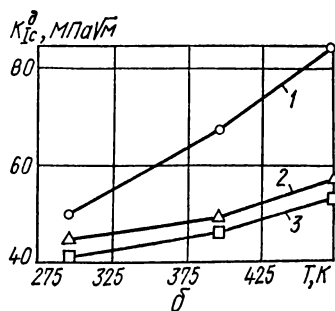
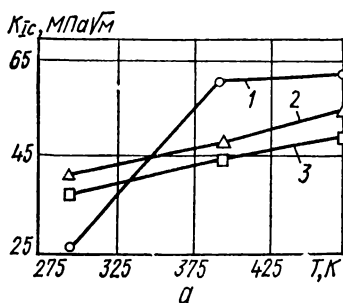


Рис. 2.68. Зависимость трещиностойкости стали 50ХН2М с различным баллом зерна при статическом (а) и динамическом (б) нагружении от температуры.

Размер зерна: 12-й балл (1), 3-й балл (2) и 2-й балл (3). (Химический состав, режимы термообработки, механические характеристики см. в табл. 2.25.) [136].

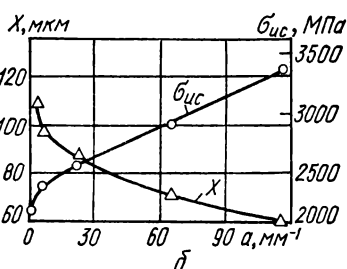
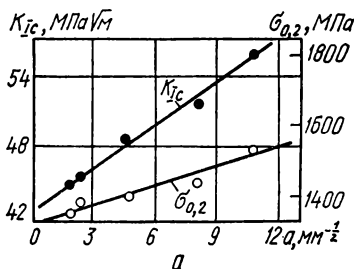


Рис. 2.69. Зависимость трещиностойкости (●) и предела текучести (○) (а), размера зоны предразрушения (Δ) и напряжения интерскольного разрушения (○) (б) от размера исходного аустенитного зерна стали 45ХН2МФА при температуре отпуска 643 К [137].

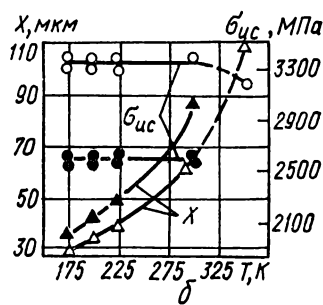
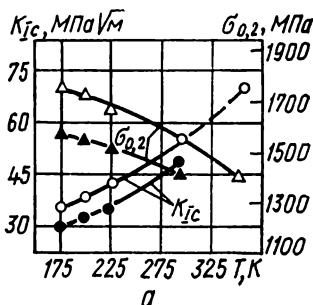


Рис. 2.70. Зависимость трещиностойкости (○, ●) и предела текучести (Δ, ▲) (а), напряжения интерскольного разрушения (○, ●) и размера зоны предразрушения (Δ, ▲) (б) стали 45ХН2МФА, отпущенной при 643 К, от температуры испытаний:

○, Δ — структура с размером исходного аустенитного зерна  $d = 8,5$  мкм; ●, ▲ — структура с  $d = 47$  мкм. Штриховые линии — переход к смешанному разрушению [137].

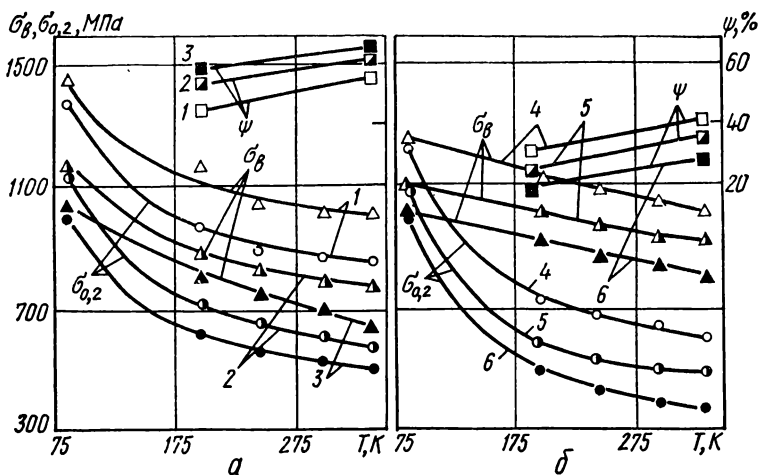


Рис. 2.71. Зависимость прочности и пластичности стали 75ХГСТ со структурой зернистого (а) и пластинчатого (б) перлита от температуры: 1 —  $\lambda_3 = 0,45$  мкм; 2 — 0,88 мкм; 3 — 1,23 мкм; 4 —  $\lambda_{пл} = 0,4$  мкм; 5 — 0,8 мкм; 6 — 1,2 мкм. (Химический состав стали и режимы термообработки см. в табл. 2.23.) [138].

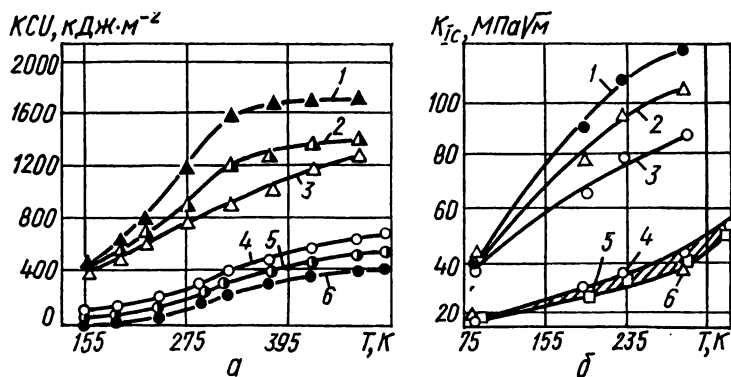


Рис. 2.72. Зависимость ударной вязкости (а) и трещиностойкости (б) стали 75ХГСТ со структурой зернистого (1 —  $\lambda_3 = 1,23$  мкм; 2 — 0,88 мкм; 3 — 0,45 мкм) и пластинчатого (4 —  $\lambda_{пл} = 0,4$  мкм; 5 — 0,8 мкм; 6 — 1,2 мкм) перлита от температуры.

$\lambda_3$  — среднее свободное расстояние между глобулами цемента;  $\lambda_{пл}$  — межпластинчатое расстояние. (Химический состав и режим термообработки стали см. в табл. 2.23.) [138].

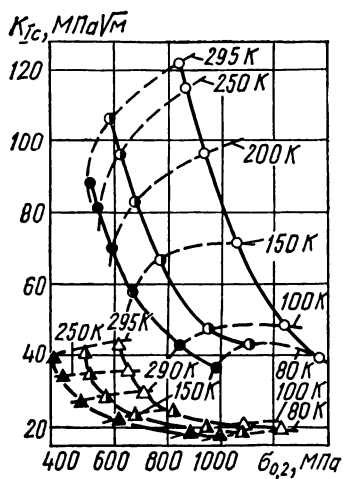


Рис. 2.73. Диаграмма конструктивной прочности рельсовой стали 75ХГСТ после обработки на пластинчатый и зернистый перлит при разных межчастичном ( $\lambda_z$ :  $\circ$  — 0,23 мкм;  $\bullet$  — 0,45 мкм;  $\triangle$  — 0,88 мкм) и межпластинчатом ( $\lambda_{пл}$ :  $\triangle$  — 0,4 мкм;  $\blacktriangle$  — 0,8 мкм;  $\blacktriangledown$  — 1,2 мкм) расстояниях, а также при разных температурах испытания [113].

Таблица 2.24. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости стали 75Г от размера аустенитного зерна и температуры испытания [138]

Режим термообработки	Размер зерна, мкм	T, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа·√м	$\psi$ , %	$K_{CT}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	$K_{CU}$ , Дж·см <sup>-2</sup>
Отжиг 1073 К, 1 ч + охлаждение с печью	30	77	885	21,7	0	.	3
	30	193	550	31,6	17	...	8
	30	293	485	45,2	23	4	20
Отжиг 1323 К, 0,5 ч + 1073 К, 0,5 ч + охлаждение с печью	120	77	935	20,5	0	...	3
	120	193	580	27,6	15	...	4
	120	293	520	39,4	20,5	3,8	12
Отжиг 1523 К, 0,5 ч + 1073 К, 0,5 ч + охлаждение с печью	180	77	970	19,2	0	...	3
	180	193	600	24,8	12	...	3
	180	293	550	37,5	18	3,8	7

Примечание. Содержание элементов, %: 0,75 С; 0,91 Мн; 0,20 Si; 0,18 Cr; 0,032 S; 0,027 Р.

Таблица 2.25. Зависимость характеристик прочности высокопрочной стали 50ХН2М от размера зерна аустенита [136]

Режим термообработки	Балл зерна	Размер зерна, мкм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
Закалка 1143 К, масло + отпуск 573 К, 1 ч	12	6—10	1870	2060	5,3	27
Закалка 1523 К, масло + отпуск 573 К, 1 ч	2	300	1580	1820	0,8	4,0



Режим термообработки	Балл зерна	Размер зерна, мкм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
Нагрев до 1523 К, перенос в ванну 1143 К + закалка 1143 К, масло + отпуск 573 К, 1 ч	2—3	100—300	1570	1750	0,5	4,0

Примечания. 1. Содержание элементов, %: 0,52 С; 0,60 Мн; 0,22 Si; 0,70 Cr; 1,55 Ni; 0,21 Mo; 0,022 S; 0,024 P; 0,0053 O. 2. Продолжительность выдержки при всех температурах нагрева под закалку 30 мин. 3. Зависимость трещиностойкости от температуры см. на рис. 2.68.

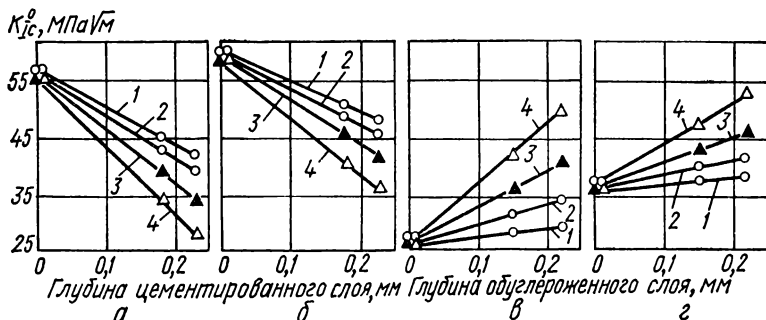


Рис. 2.74. Зависимость усредненной трещиностойкости ( $K_{IC}^0$ ) стали 37ХНЗА (а, б) и ШХ15 (в, г) от глубины цементированного (а, б) и обезуглероженного (в, г) слоев при наведении трещины после (а, в) и до (б, г) закалки:

1 — образец толщиной 10 мм; 2 — 8 мм; 3 — 6 мм; 4 — 4 мм [139].

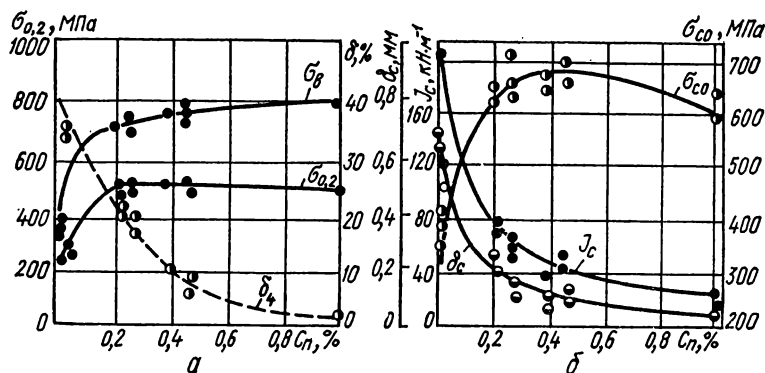


Рис. 2.75. Зависимость механических свойств (а) и трещиностойкости  $J_c$  (б) стали 09Х16Н15М3Б от концентрации углерода на поверхности образца  $C_n$  после науглероживания в натрии. (Распределение углерода по толщине образцов см. на рис. 2.76.) [140].

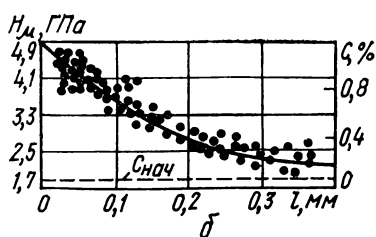
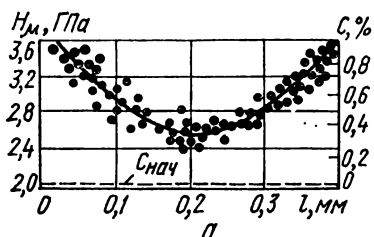


Рис. 2.76. Распределение углерода (сплошная линия) и микротвердости (точки) по толщине плоского (а) и трубчатого (б) образцов из стали 09Х16Н15МЗБ ( $l$  — расстояние от поверхности образца).

(Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости от концентрации углерода на поверхности образца см. на рис. 2.75.) [140].

Т а б л и ц а 2.26. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости стали 65Г от структуры [141]

Режим термообработки	Структура	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	HRB	$K_{IC}$ , МПа·√м
Закалка 1083 К, масло + отпуск 713 К	Трооститосорбит: сфероизированные, а также неправильной формы карбиды в ферритной матрице, $d = 0,16$ мм	1285	1380	9,5	33	43	108 *
То же, 653 К	Тростит: карбиды преимущественно неправильной формы в ферритной матрице, $d = 0,12$ мм	1510	1630	8	24	48	79*
То же, 593 К	То же, $d = 0,08$ мкм	1685	1830	7	19	52	53
То же, 453 К	Пластинчатый мартенсит и остаточный аустенит	1765	1920	1,5	3,5	59	32

Примечания. 1. Направление разрушения ДП. 2. Механические характеристики определены на плоских образцах  $22 \times 5 \times 3$  мм, вырезанных в направлении проката из образцов, прошедших испытание на трещиностойкость.

\* Не удовлетворяет условиям плоской деформации.

Т а б л и ц а 2.27. Зависимость трещиностойкости стали 30ХМА от структуры после термообработки [142]

$t$ , мм	Режим термообработки, структура	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{IC}$ , МПа·√м
65	Закалка, масло + отпуск 813 К. В центральной зоне сорбито-ферритная структура	740	870	8	41	52

$t$ , мм	Режим термообработки, структура	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
35	Закалка, масло + отпуск 813 К. Неоднородный сорбит отпуска с небольшим количеством феррита					57
28	Закалка, вода + отпуск 813 К. Однородный сорбит отпуска	900	1000	10	65	100

Т а б л и ц а 2.28. Зависимость трещиностойкости высокопрочных сталей 40Х, 45ХН2МФА от перегрева при закалке [143]

Марка	Термооб- работка		$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Содержание ос- таточного аусте- нита, %	$r_y$ , мм	Диаметр зерна, мм	$K_{Ic}$ , МПа·√м	
	Режим	$T_{отп}$ , К									
40X	I	373	1780	2180	7,7	...	—	0,013	0,01	28,5	
		473	1630	1830	48	41,2	2,8	0,035	0,01	41,9	
	II	373	1765	2100	7,8	...	—	0,028	0,092	40,6	
		473	1550	1860	27	20,6	4,4	0,066	0,092	54,6	
	III	473	1540	1880	28,5	29,4	4,5	0,101	0,092	66,9	
		IV	473	1550	1870	27,5	27,5	4,5	0,111	0,092	71,3
	45XH2MΦA	I	373	1850	2550	7,4	27,5	—	0,124	0,0105	28,2
			473	1780	2130	46	49,1	—	0,0334	0,0105	44,9
	II	373	...	2410	...	8,8	—	0,0212	0,093	38,5	
		473	1660	2100	18,0	17,7	—	0,069	0,093	56,4	
	IV	473	1650	2080	17,0	19,6	—	0,077	0,093	62,6	

П р и м е ч а н и я. I. Предварительная термообработка: режим I — закалка 1133 К в масле; режим II — ступенчатая закалка с выдержкой: нагрев до 1473 К, охлаждение до 1133 К, выдержка 15 мин, закалка в масле; режим III — ступенчатая закалка без выдержки при подстуживании: нагрев до 1473 К, охлаждение до 1133 К, закалка в масле; режим IV — прямая закалка 1473 К в масле. Окончательная термообработка — отпуск 373 и 473 К, 2.  $r_y$  — пласти-

ческая зона в вершине трещины:  $r_y = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_{Ic}}{\sigma_{0,2}} \right)^2$ .

Т а б л и ц а 2.29. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости сталей ШХ15 и 50ХН от отпуска под напряжением ( $\sigma = 0,7\sigma_{0,2}$ ,  $\tau = 3$  мин) [97]

Марка	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	Содержание остаточного аустенита, %	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
ШХ15	Закалка 1133 К + отпуск 473 К	1930	2360	3,08	...	15,8	20,2
	Закалка 1133 К + отпуск 473 К под напряжением	2200	2370	2,1	...	7,3	22,9
50ХН	Закалка 1113 К + отпуск 423 К	1840	2260	7,2	19,5	5,7	23,6
	Закалка 1113 К + отпуск 423 К под напряжением	2000	2275	6,7	17,0	1,4	26,0

Т а б л и ц а 2.30. Изменение механических характеристик по сечению опорного вала прокатного стана ( $d = 1510$  мм) из стали 9ХФ (нормализация, отпуск) [144]

Структура	$HV$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа
Мелкодисперсный пластинчатый перлит (поверхность вала)	2480—2550	450	290
Пластинчатый перлит ( $R/2$ от поверхности вала)	2250—2350	400	810
Крупнозернистый перлит (центр вала)	1970—2070	350	750

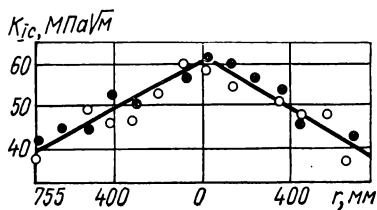


Рис. 2.77. Изменение трещиностойкости по сечению крупного опорного вала из стали 9ХФ:  
● — трехточечный изгиб; ○ — растяжение цилиндрического образца с кольцевой трещиной [144].

Т а б л и ц а 2.31. Зависимость сопротивления разрушению образцов металла паропроводов ТЭЦ от времени эксплуатации [147]

Наработка паропровода	Микро- твер- дость, МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
Исходное состояние	1800	335	480	39,5	72,5
$3,6 \cdot 10^4$ ч (Волжская ТЭЦ)	...	320	470	38,8	74,2
$5,9 \cdot 10^4$ ч (Красноярская ТЭЦ)	...	243	455	36,5	75,0
$9,4 \cdot 10^4$ ч (Прибалтийская ТЭЦ)	2080	250	460	37,8	75,4
$1,08 \cdot 10^5$ ч (Прибалтийская ТЭЦ)	...	250	460	38,2	76,1
$1,5 \cdot 10^5$ ч (ТЭЦ НПО «Тулачермет»)	2250	270	480	38,0	76,9

П р и м е ч а н и я. 1. Исходное состояние — структура феррит — перлит (сталь 12Х1МФ). 2. Изменение трещиностойкости ( $K_{Ic}$ ) и критической температуры хрупкости ( $T_K$ ) см. на рис. 2.80.

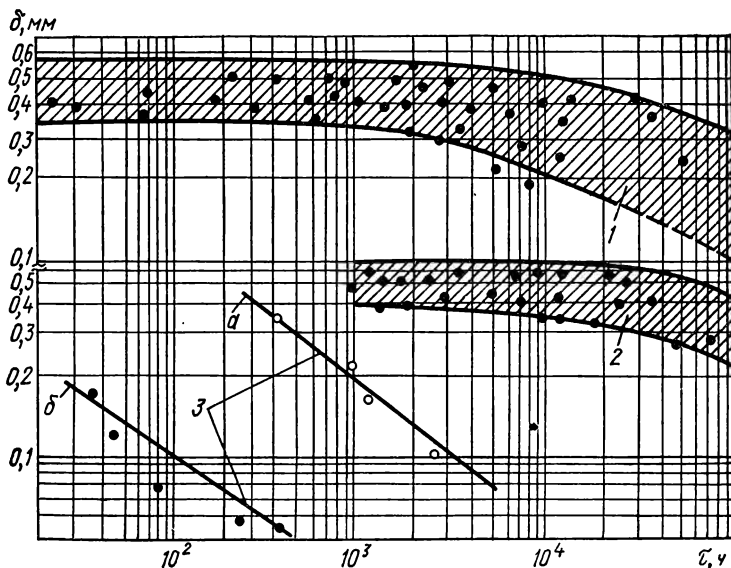


Рис. 2.78. Зависимость критического раскрытия трещины от времени: 1 — сталь 25Х1М1ФА при 823 К; 2 — сталь 20Х12ВНМФ при 823 К; 3 — сталь ХН77ТЮР при 773 К в исходном состоянии (а) и после эксплуатации  $(10 \div 12) \times 10^6$  ч (б) [145].

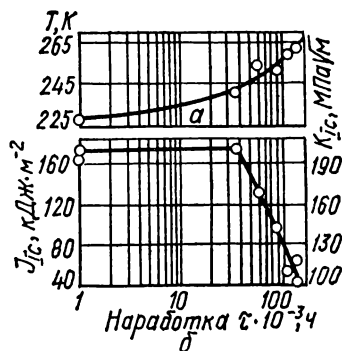
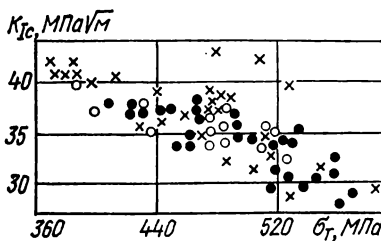


Рис. 2.79. Зависимость трещиностойкости  $K_{Ic}$  от приведенного предела текучести  $\sigma_T$  образцов алюминиевого сплава типа Д16. Предел текучести  $\sigma_T$  варьировали проведением испытаний в ДП (×), ПД (○) и ВД (●) на направлениях разрушения образцов при различных режимах старения — Т, Т1, Т2. Коэффициент корреляции между  $K_{Ic}$  и  $\sigma_T$  составлял 0,68 при доверительной вероятности 95 % [146].

Рис. 2.80. Зависимость критической температуры хрупкости  $T_{кр}$  (а) и трещиностойкости  $K_{Ic}$  (б) образцов металла паропроводов ТЭЦ от времени эксплуатации (сталь 12Х1МФ в исходном состоянии — структура феррит — перлит), вырезанных из паропроводов, проработавших от  $3 \cdot 10^4$  до  $1,5 \cdot 10^5$  ч [147].

Т а б л и ц а 2.32. Характеристики трещиностойкости стали 40С2Х [3]

Режим термообработки	Температура отпуска, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{Ic}$ , МПа · √м	$K_{cJ}$ , МПа · √м	$K_{c\delta}$ , МПа · √м	$\delta_c$ , мм	$J_{Ic}$ , кДж · м <sup>-2</sup>
ВТМО	453	1670	55,5±2,8	...	58,3±4,3	9,9±1,1	16,5
КО	453	1570	49,9±0,6	...	53,0±2,5	8,9±0,8	13,6
ВТМО	573	1710	55,8±2,8	...	58,0±4,3	9,6±1,4	16,4
КО	573	1620	50,6±2,5	...	56,4±3,7	9,6±1,9	15,5
ВТМО	673	1550	82,5±2,5	81,6±4,3	82,8±4,3	21,5±1,0	33,4
КО	673	1440	75,7±4,7	71,3±3,1	80,3±1,2	21,8±1,3	31,4
ВТМО	773	1330	...	117,6±1,6	116,0±1,9	49,0±1,5	65,3
КО	773	1280	...	106,4±1,9	108,6±1,6	44,9±1,3	57,3
ВТМО	873	990	...	156,9±1,9	148,6±2,5	108,0±3,8	107,0
КО	873	950	...	147,0±1,6	139,9±2,2	100,0±2,5	95,2

П р и м е ч а н и е. Режимы термообработки см. на рис. 2.82,

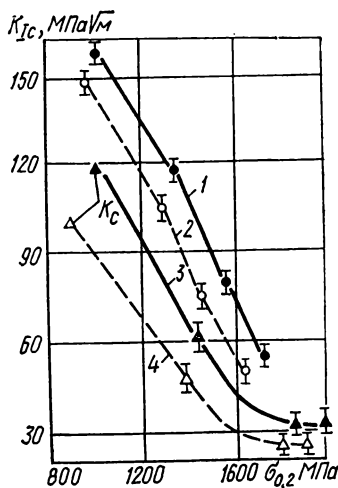
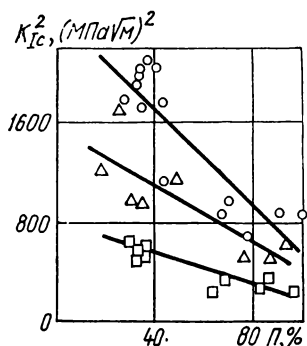


Рис. 2.81. Сопоставление квадрата вязкости разрушения и обобщенного параметра структуры  $\Pi$  плит из алюминиевых сплавов Д16ч (○), В95пч (△) и АК14 (□) [149]. Оценка  $\Pi$  произведена в соответствии с моделью процесса разрушения [148].

Рис. 2.82. Диаграммы конструктивной прочности сталей 40С2Х (1, 2) и 60С2Х (3, 4) после высокотемпературной термомеханической обработки (1, 3) и после обычной заковки (2, 4). Точки на кривых в порядке их следования справа налево соответствуют отпуску при температурах 573, 673, 773 и 873 К.

Режимы ВТМО: сталь 60С2Х — нагрев под прокатку 1173 К, температура прокатки 1133 К, степень обжатия 35 % за один проход, скорость прокатки  $0,3 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ , заковка в масле; сталь 40С2Х — температура прокатки 1173 К, степень обжатия 40 % за один проход, скорость прокатки  $0,2 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ , заковка в воде. Контрольной обработкой (КО) для обеих сталей была заковка от 1173 К. Заключительная операция — одночасовой отпуск в температурном диапазоне 453—873 К [3].

Т а б л и ц а 2.33. Характеристики трещиностойкости стали 60С2Х [3]

Режим термообработки	Температура отпуска, К	$\sigma_{0.2}$ , МПа	$K_{Ic}$ , МПа · √м	$K_{Ic'}$ , МПа · √м	$\delta_{\sigma}$ мкм	$J_{Ic}$ кДж · м <sup>-2</sup>
ВТМО	573	1960	$34,1 \pm 2,3$	$34,4 \pm 2,3$	$2,93 \pm 0,40$	5,7
КО	573	1900	$26,5 \pm 1,2$	$28,8 \pm 0,9$	$2,1 \pm 0,13$	4,0
ВТМО	673	1860	$33,8 \pm 2,5$	$34,7 \pm 2,3$	$3,14 \pm 0,40$	5,9
КО	673	1800	$26,8 \pm 2,0$	$27,6 \pm 1,6$	$2,05 \pm 0,20$	3,7
ВТМО	773	1430	$62,0 \pm 2,8$	$63,0 \pm 0,9$	$13,50 \pm 0,20$	19,3
КО	773	1380	$49,3 \pm 3,1$	$56,4 \pm 2,2$	$11,20 \pm 0,50$	15,5

П р и м е ч а н и е. Режимы термообработки см. на рис. 2.82.

Т а б л и ц а 2.34. Зависимость химического состава стали 42ХМФА от технологии выплавки [151]

Плавка	Выплавка	Содержание элементов, %								
		C	Cr	Mo	V	S	P	Mn	Si	Al
А	Мартеновская	0,41	1,1	0,37	0,12	0,024	0,014	0,61	0,29	0,06
Б	Мартеновская + + обработка син- тетическими шла- ками + продув- ка аргоном	0,43	1,1	0,44	0,10	0,013	0,012	0,60	0,18	0,02
В	Мартеновская	0,41	1,2	0,35	0,12	0,010	0,013	0,67	0,24	0,01
Г	ЭШП (литье)	0,42	1,2	0,35	0,11	0,004	0,012	0,60	0,23	0,02
Д	ЭШП (прокат)	0,40	1,1	0,35	0,12	0,023	0,012	0,64	0,21	0,023

П р и м е ч а н и е. Влияние технологии выплавки стали 42ХМФА на индекс загрязненности и характеристики прочности и трещиностойкости см. на рис. 2.85, 2.86.

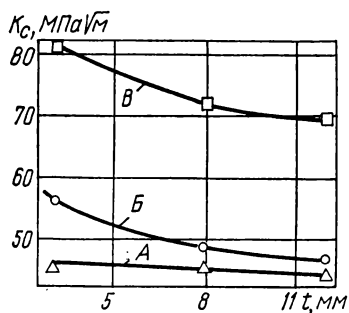


Рис. 2.83. Зависимость трещиностойкости от толщины образцов из стали 45ХН2МФА, обработанной по режимам А, Б и В:

А — нагрев до 1133 К, выдержка, закалка в масле; Б — нагрев до 1473 К, выдержка, закалка в масле; В — обработка по режиму Б + повторный нагрев в диапазоне 953—1133 К, выдержка, закалка в масле [150].

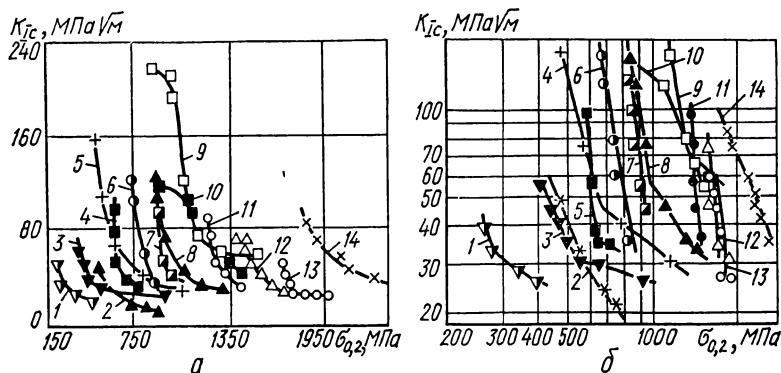


Рис. 2.84. Диаграммы конструктивной прочности некоторых сталей (цифры у кривых соответствуют нумерации сталей в табл. 2.16) [110].



Рис. 2.85. Индекс загрязненности стали 42ХМФА разных плавков (см. табл. 2.34) кислородными включениями (1), сульфидами (2) и общий показатель загрязненности (3).

(Влияние индекса загрязненности на характеристики прочности и трещиностойкости см. на рис. 2.86.) [151].

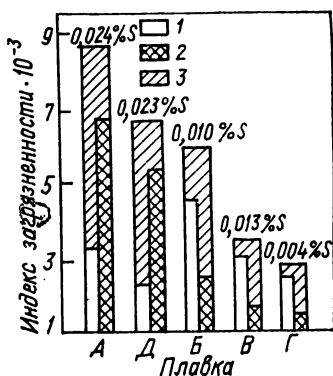


Рис. 2.86. Зависимость пластичности (а), ударной вязкости (б), хладноломкости (в: 1 — поперечный образец; 2 — продольный образец), усталостной прочности (г), трещиностойкости (д) и критического раскрытия трещины (е) стали 42ХМФА от индекса загрязненности.

Химический состав стали и индекс загрязненности различных выплавов см. в табл. 2.34 и рис. 2.85 соответственно.)

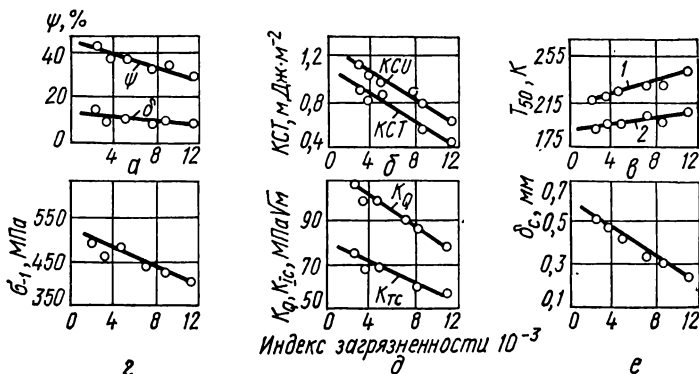


Таблица 2.35. Зависимость характеристик трещиностойкости стали 9ХФ от макроструктуры [152]

Параметр макроструктуры	$K_{Ic}$ , МПа·√м					Скорость роста трещины $v$ , $10^3$ м·цикл <sup>-1</sup>				
	Баллы (ГОСТ 10243—75)					Баллы (ГОСТ 10243—75)				
	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
Центральная пористость	152,8	143,4	52,9	52,6	52,6	1,0	2,0	3,2	62,0	82,0
Точечная неоднородность	160,4	152,7	101,8	52,6	52,6	1,0	1,2	12,6	62,0	82,0
Ликвационный квадрат	101,8	22,1	...	...	...	12,6	73,0	...	...	...
Подусадочная ликвация	...	101,7	51,1	49,6	...	...	12,6	51,0	62,0	...

Т а б л и ц а 2.36. Химический состав магниево-литиевых сплавов [153]

Марка	Вид полуфабриката, размер, мм	Номер плавки	Содержание легирующих элементов, %						Содержание примесей, %	
			Li	Al	Zn	Cd	Mn	Ce	Na	K
МА21 ( $\alpha + \beta$ )	Полоса прессованная сечением 65× ×200 и 20×300	1	8,6	4,0	0,9	3,3	0,16	—	0,0017	0,004
		2	8,0	4,7	1,25	4,0	0,24	—	0,0025	0,0025
		3	7,8	6,0	1,6	4,7	0,25	—	0,0015	0,0018
	Плита катаная $t = 25$	4	8,0	4,59	1,42	4,5	0,23	—	0,001	0,001
МА18 ( $\beta$ )	То же, $t = 40$	5	10,4	0,75	0,75	—	0,25	0,17	0,0020	0,0020

П р и м е ч а н и е. Механические свойства см. в табл. 2.37.

Т а б л и ц а 2.37. Характеристики прочности и трещиностойкость полуфабрикатов магниево-литиевых сплавов в исходном состоянии [153]

Марка	Номер плавки	Вид полуфабриката, размер, мм	Направление вырежки образца	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{Ic}$ , МПа·√м
МА21	1	Полоса прессованная 65×200 То же, 20×300	Д	160	200	28,0	36,5	23
			П	155	200	26,3	27,8	20
			Д	150	210	18,2	26,9	19
			П	160	210	15,9	18,6	16
	2	То же, 65×200 То же, 20×300	Д	180	230	15,0	19,1	23
			П	160	220	13,2	16,4	18
			Д	170	240	8,6	12,5	18
			П	170	230	7,2	11,2	15
	3	То же, 65×200 То же, 20×300	Д	180	260	9,6	16,7	22
			П	160	230	8,0	8,1	17
			Д	180	240	6,5	12,0	17
			П	170	230	5,8	10,3	14
	4	Плита катаная, $t = 25$	Д	160	220	16,2	20,5	18
			П	160	220	15,2	21,1	18
МА18	5	То же, $t = 40$	Д	135	160	26,3	52,7	31
			П	130	150	30,8	55,1	32

П р и м е ч а н и е. Химический состав плавок см. в табл. 2.36.

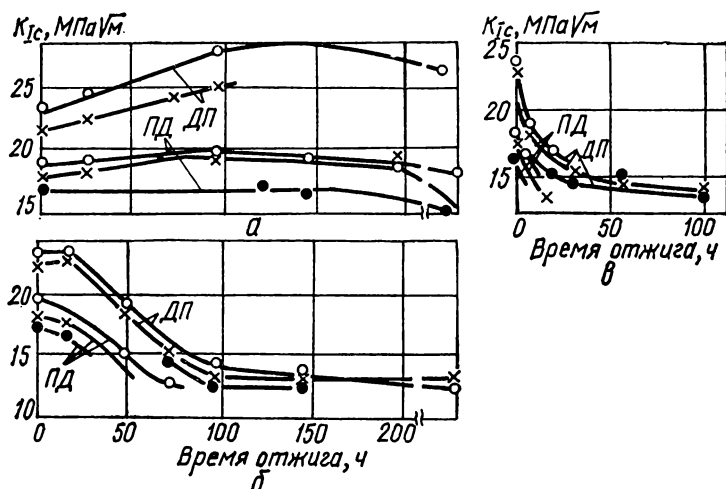


Рис. 2.87. Зависимость трещиностойкости прессованных полос из сплава МА21 от времени отжига при температурах 373 К (а), 423 К (б) и 448 К (в): ○ — плавка 1, × — плавка 2, ● — плавка 3 (по табл. 2.36) [153].

Т а б л и ц а 2.38. Трещиностойкость отожженных полуфабрикатов из магниеволитиевых сплавов [153]

Марка	Вид полуфабриката, размер, мм	Номер плавки	Направление вырезки образца	K <sub>IC</sub> , МПа·√м, после отжига при	
				373 К, 100 ч	423 К, 18 ч
МА21	Полоса, прессованная, 65×200	1	ДП	27,8	22,6
			ПД	20,2	20,5
		2	ДП	25,6	22,0
			ПД	20,0	18,0
		3	ДП	...	17,7
			ПД	17,6	16,0
	Плита, t = 25	—	ДП	17,6	17,7
			ПД	17,2	16,0
МА18	Плита, t = 40	—	ДП	28,2	29,8
			ПД	31,2	33,9

П р и м е ч а н и е. Химический состав см. в табл. 2.36.

Т а б л и ц а 2.39. Химический состав арматурной стали 80С [154]

Номер плавки	Содержание элементов, %						Диаметр гото- вого профиля проката, мм
	C	Mn	Si	Ti	S	P	
1	0,79	0,67	0,84	0,022	0,036	0,013	18
2	0,79	0,65	0,75	—	0,038	0,015	18
3	0,79	0,64	0,97	0,022	0,022	0,012	14
4	0,76	0,72	0,72	0,016	0,043	0,014	14

П р и м е ч а н и е. 1. Характеристики прочности и трещиностойкости плавок 3, 4 см. в табл. 2.40. 2. Зависимости  $\delta_5$ ,  $\sigma_{0,2}$ ,  $K_{Ic}$  от времени для плавки 1 см. на рис. 2.88.

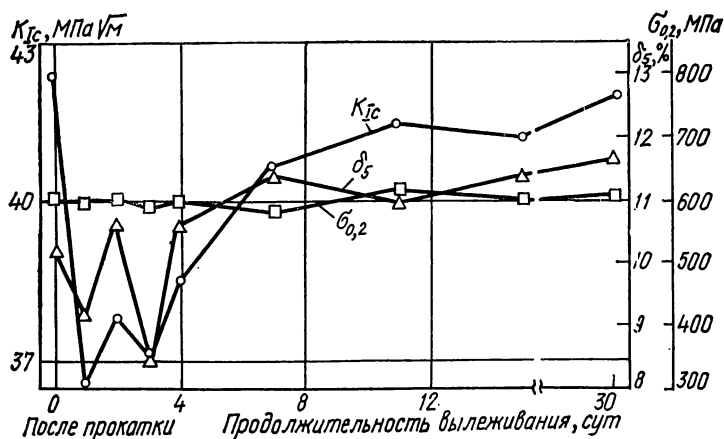


Рис. 2.88. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости от времени вылеживания арматурной стали 80С (плавку 1 см. в табл. 2.39) в горячекатаном состоянии (структура сорбито-перлит). (Химический состав см. в табл. 2.39.) [154].

Т а б л и ц а 2.40. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости арматурной стали 80С (для плавки 3 и 4 по табл. 2.39) от вида термической обработки и времени вылеживания [154]

Номер плавки	Режим термообработки	Время испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\delta_{10}$ , %	Содержание водорода, см <sup>3</sup> ·(100 г) <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа·√м
3	Горячекатаное состояние	После прокатки	670	1060	9,1	7,9	2,38	40,6
		Через 30 сут	650	1065	12,0	9,7	0,62	39,7

Номер плавки	Режим термообработки	Время испытания	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\delta_{10}$ , %	Содержание водорода, см <sup>3</sup> (100 г) <sup>-1</sup>	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
3	Отпуск непосредственно после прокатки, 573 К, 1 ч 40 мин	После отпуска	675	1080	12,3	9,7	0,75	44,7
		Через 30 сут	680	1070	13,0	10,0	0,46	43,7
	Отпуск через 1 сут после прокатки, 573 К, 1 ч 40 мин	После отпуска	650	1070	12,8	10,2	0,81	39,8
		Через 30 сут	650	1070	12,7	10,2	0,52	40,0
4	Горячекатаное состояние	После отпуска	615	1020	10,3	8,9	2,10	39,1
		Через 30 сут	610	1010	12,8	10,4	0,50	38,8
	Отпуск непосредственно после прокатки, 573 К, 1 ч	После отпуска	600	1020	12,5	9,8	0,83	44,3
		Через 30 сут	600	1010	13,4	10,5	0,41	44,9

Т а б л и ц а 2.41. Зависимость трещиностойкости прессованных полуфабрикатов алюминиевых сплавов от химического состава и параметра структуры [148]

Сплав	Содержание элементов, %							
	Cu	Mg	Zn	Mn	Fe	Si	Zr	Cr
Типа В93	1,0	1,72	7,0	0,03	0,25	0,18	—	—
	1,04	2,0	6,9	0,03	0,35	0,25	—	—
	0,9	1,46	6,39	0,03	0,34	0,26	—	—
Типа В96ц	2,52	3,08	8,64	0,05	0,29	0,07	0,14	—
	1,8	2,18	7,7	0,04	0,24	0,05	0,12	—
	1,3	2,2	7,7	0,03	0,25	0,07	0,14	—
Типа В95	1,64	2,14	6,93	0,34	0,33	0,18	—	0,15
	1,96	2,8	5,04	0,34	0,32	0,17	—	0,15
	1,75	2,14	6,01	0,32	0,15	0,03	—	0,16
	0,66	2,29	6,7	0,58	0,13	0,12	—	0,14
	1,73	2,57	6,07	0,33	0,49	0,16	—	0,16
	1,19	2,16	6,09	0,08	0,13	0,12	—	0,16

Сплав	$K_{1C}$ , МПа · $\sqrt{м}$ , в направлении		Средний размер включе- ний, мкм, в направлении		Объемная доля вклю- чений из- быточных фаз, %
	продоль- ном	высотном	продольном	высотном	
Типа В93	38,5	29,2	6,53	2,37	1,54
	34,4	25,4	7,1	2,5	1,52
	31,6	25,4	5,96	3,06	1,51
Типа В96ц	27,2	19,2	10,9	3,32	5,4
	25,7	20,1	6,51	3,65	3,1
	27,9	23,5	5,85	4,0	1,5
Типа В95	32,5	25,1	8,17	3,71	1,36
	25,1	18,6	9,8	4,18	2,38
	38,4	29,4	7,62	3,84	0,92
	40,3	31,9	9,14	3,87	0,85
	26,3	18,6	8,05	3,0	2,22
	38,1	35,0	6,51	4,67	0,81

Примечание. Полуфабрикаты в виде полов сечением 65 × 175 и 80 × 160 мм, экструдированных из слитков диаметром 360 мм при температуре слитка 663—693 К и термообработанных на максимальную прочность.

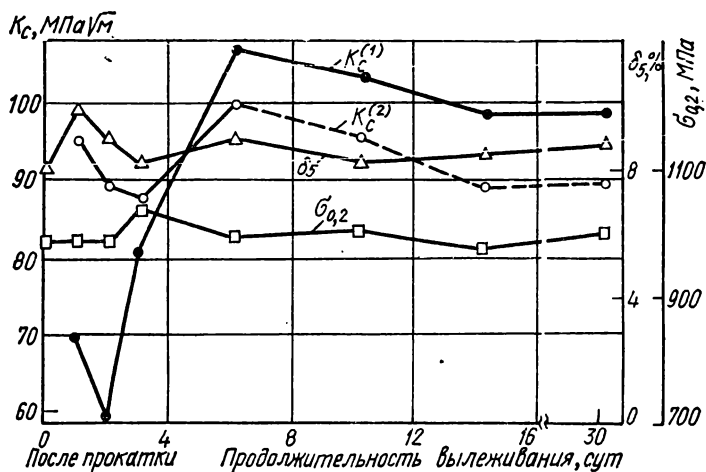


Рис. 2.89. Зависимость характеристик прочности (а) и трещиностойкости (б) термоупрочненной стали 35ГС от времени.

$K_c^{(1)}$  определяли при  $d/D = 0,65$ ;  $K_c^{(2)}$  — при  $d/D = 0,725$ ; штриховая часть кривой получена интерполированием зависимости  $K_c \rightarrow d/D$  ( $d$  — диаметр перешейка в плоскости кольцевой трещины). (Содержание элементов, %: 0,31 С; 0,95 Мп; 0,71 Si; 0,038 S; 0,013 P; термоупрочнение в потоке проката стержней: закалка в воду с прерванным охлаждением и последующим самоотпуском на воздухе.) [154].

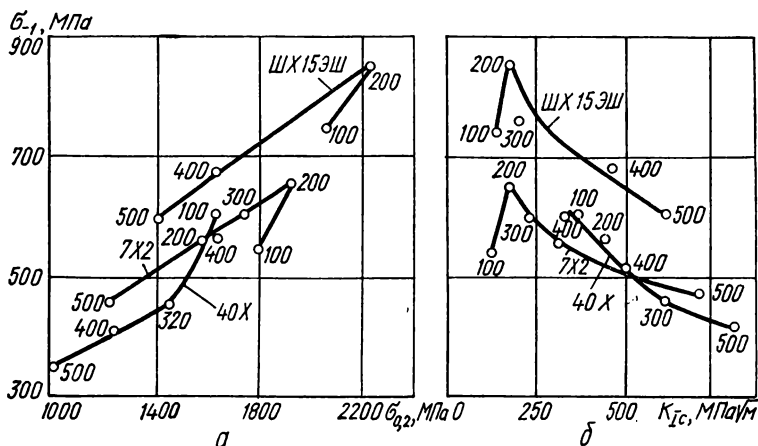


Рис. 2.90. Корреляционные зависимости между пределом усталости и пределом текучести (а), трещиностойкостью и пределом усталости (б) для закаленных сталей (цифры возле экспериментальных точек указывают температуры двухчасового отпуска) [130].

Т а б л и ц а 2.42. Зависимость анизотропии трещиностойкости листов из алюминиевого сплава типа Д16 от структуры [155]

Содержание элементов, %	Содержание избыточных фаз, %	Размер зерна, мкм			$\sigma_{0.2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{IC}$ , МПа·√м
		$L_1$	$L_2$	$L_3$				
4,61 Cu; 1,76 Mg; 0,48 Mn; 0,30 Fe; 0,17 Si	3,0	30	50	60	285	430	17,2	88
					280	410	15,7	86
3,97 Cu; 1,29 Mg; 0,44 Mn; 0,27 Fe; 0,16 Si	1,4	31	100	108	280	430	19,7	103
					270	425	18,7	90
4,37 Cu; 1,53 Mg; 0,64 Mn; 0,07 Fe; 0,06 Si	1,2	40	100	154	280	440	17,4	98
					280	425	18,8	90
4,80 Cu; 1,30 Mg; 0,77 Mn; 0,29 Fe; 0,17 Si	1,6	38	145	213	300	470	17,2	96
					300	460	18,7	...
4,40 Cu; 1,50 Mg; 0,65 Mn; 0,27 Fe; 0,16 Si	2,0	36	91	185	290	460	16,6	95
					290	455	19,1	...
4,33 Cu; 0,15 Mg; 0,65 Mn; 0,28 Fe; 0,18 Si	1,5	37	74	107	270	430	16,5	91
					270	420	17,5	...
4,22 Cu; 1,42 Mg; 0,64 Mn; 0,37 Fe; 0,38 Si	2,8	30	97	108	290	460	18,0	93
					290	450	18,6	...

П р и м е ч а н и я. 1. Над чертой — значения, полученные на продольных образцах, под чертой — на поперечных. 2.  $L_1$ ,  $L_2$ ,  $L_3$  — размер зерна соответственно по толщине, ширине и длине листа. 3. Режим термообработки — Т.

Т а б л и ц а 2.43. Зависимость анизотропии трещиностойкости листов из алюминиевого сплава типа В95 от структуры [155]

Содержание элементов, %	Режим терм. обработки	Содержание избыточных баз, %	Размер зерна, мкм			$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{\sigma} \sqrt{m}$
			$L_1$	$L_2$	$L_3$				
5,65 Zn; 1,70 Cu; 2,20 Mg; 0,43 Mn; 0,15 Cr; 0,30 Fe; 0,08 Si	T2 T3	1,3	28	121	220	485	550	10,8	84
						480	540	9,7	67
						460	520	10,5	103
						450	500	9,8	...
5,22 Zn; 1,94 Cu; 2,96 Mg; 0,44 Mn; 0,19 Cr; 0,22 Fe; 0,05 Si	T2	1,0	...	...	...	465	540	9,9	85
						450	520	10,2	...
6,06 Zn; 1,52 Cu; 1,78 Mg; 0,44 Mn; 0,21 Cr; 0,22 Fe; 0,04 Si	T2	1,4	16	129	246	430	490	10,6	112
						430	480	10,3	96
5,70 Zn; 1,76 Cu; 2,28 Mg; 0,44 Mn; 0,17 Cr; 0,25 Fe; 0,08 Si	T2	1,4	17	113	187	470	540	10,8	90
						470	530	10,3	70
5,96 Zn; 1,86 Cu; 2,48 Mg; 0,42 Mn; 0,20 Cr; 0,25 Fe; 0,10 Si	T2 T3	1,6	17	124	237	470	530	12,5	84
						470	520	11,8	...
						430	490	9,9	95
						420	480	9,6	...
5,91 Zn; 1,64 Cu; 2,15 Mg; 0,44 Mn; 0,17 Cr; 0,01 Fe; 0,02 Si	T2 T3	0,8	19	100	282	450	520	11,0	112
						445	500	11,0	...
						440	510	10,9	112
						430	490	9,9	...
5,57 Zn; 1,72 Cu; 2,62 Mg; 0,21 Mn; 0,26 Cr; 0,38 Fe; 0,07 Si	T2	2,1	14	104	215	460	530	10,3	76
						460	520	8,0	55
5,82 Zn; 1,55 Cu; 2,10 Mg; 0,03 Mn; 0,20 Cr; 0,06 Fe; 0,02 Si	T2 T3	0,9	20	114	172	450	510	11,2	111
						450	510	10,3	102
						420	480	11,5	109
						410	460	10,1	...

П р и м е ч а н и я. 1, 2. См. примечания к табл. 2.42. 3. Режим термообработки: T2 — 388 К, 5 ч + 438 К, 15 ч; T3 — 388 К, 5 ч + 438 К, 36 ч.



**Т а б л и ц а 2.44. Зависимость микроструктуры и трещиностойкости титанового сплава BT22 от предварительной термообработки [78]**

Предварительная термо- обработка	$K_{IC}$ МПа· $\sqrt{м}$	Размер зер- на, мкм	Размер $\alpha$ -коло- ний, мкм	Толщина пластин $\alpha$ -фазы, мкм	Толщина выделений $\alpha$ -фазы на границе $\beta$ -зерен, мкм
1173 К, 0,5 ч, воздух	64	215	6,0	0,2—0,6	1,2
1173 К, 0,5 ч с печью	70	280	...	2,7	3,0
до 1073 К, 1 ч, воздух					
1173 К, 0,5 ч с печью	78	280	16	1,71	1,61
до 973 К, 1 ч, воздух					

Примечание. Режим окончательной термообработки: 1023 К, 2 ч, охлаждение на воздухе + 898 К, 4 ч, охлаждение на воздухе.

**Т а б л и ц а 2.45. Зависимость трещиностойкости сплава BT3-1 от структуры [156]**

Вид полуфабриката	Режим термообработки	Структура	$K_{IC}$ МПа· $\sqrt{м}$
Прутки $d = 22$ мм с исходной глобулярной структурой	Отжиг 1173 К, 1 ч + перенос на 923 К, 2 ч, воздух Нагрев до 1323 К, 1 ч + охлаждение, воздух + отжиг 1173 К, 1 ч + перенос на 923 К, 2 ч, воздух	Глобулярная  Пластинчатая	54,6  63,0

Примечание. Испытывались цилиндрические образцы диаметром 12 мм с кольцевой трещиной.

**Т а б л и ц а 2.46. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости алюминиевого сплава АК4-1 (Т1) от размера зерна [171]**

Направление вырезки образца	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{CT}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	$K_{IC}$ МПа· $\sqrt{м}$
Поперечное	Закалка + старение 463 К, 12 ч	$\frac{390}{330}$	$\frac{430}{410}$	$\frac{6,8}{11,7}$	$\frac{5,6}{10,4}$	$\frac{92}{117}$

Направление вырезки образца	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{CT}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	$K_{IC}$ , МПа·√м
Поперечное	Закалка + нагартовка 6 % + старение 463 К, 12 ч	390	430	6,8	5,2	97
		400	440	6,5	6,1	98
Продольное	Закалка + старение 463 К, 12 ч	405	430	6,8	6,7	112
		330	390	12,2	10,9	166
	Закалка + нагартовка 6 % + старение 463 К, 12 ч	410	430	6,8	6,7	118
		410	440	6,3	7,2	121

Примечание. Над чертой — значения, полученные на образцах с размером зерна 18—20 мкм, под чертой — на образцах с размером зерна 50—60 мкм.

Таблица 2.47. Трещиностойкость сварного соединения стали 14X21MP

Зона	Температура испытания, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа·√м	$\delta_c$ , мм
Переходная	233	740	151±8	0,19
	213	790	85±3	0,09
Металл шва	233	740	159±8	0,24
	213	790	100±4	0,07
Зона термического влияния	233	770	126±8	0,17
	213	800	76±4	0,02

Примечание. Пластины размером 400 × 400 × 16 мм сваривали электродами АНВ-70 диаметром 4 мм при температуре 253 К [158]. Химический состав, механические свойства металла шва и основного металла, технологию сварки см. в работе [159].

Т а б л и ц а 2.48. Зависимость трещиностойкости сталей ШХ15 и 30ХГСН2А от технологии выплавки и внепечного рафинирования [160]

Марка	Технология выплавки и рафинирования	Технология внепечной обработки	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\psi$ , %	KCV, Дж·см <sup>-2</sup>	$K_{Ic}$ МПа·√м	$\sigma_{-1}$ , МПа
ШХ15	Выплавка с полукислым шлаком, продувка в ковше аргоном	Продувка в ковше аргоном	Закалка, масло,	2065	2255	...	...	26,8	17,4	823
			1133 К + отпуск							
	Выплавка с полукислым шлаком, продувка в ковше азотом	Продувка в ковше азотом	423 К, 2 ч							
			То же	2090	2350	...	...	24,2	14,3	784
30ХГСН2А	С осадочным раскислением	Продувка в ковше аргоном	Типовая							
			» »	2090	2300	...	...	25,0	16,1	764
	С осадочным раскислением	Продувка в ковше аргоном	Закалка, масло,	1480	1705	9,55	54,7	85,7	100	573
			1163 К + отпуск							
			523 К, 2 ч							
			То же	1480	1705	9,55	49,1	77,0	86,8	627
			Продувка в ковше азотом							

Т а б л и ц а 2.49. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости сталей от комплексного легирования [161]

№ п/п	Содержание легирующих элементов, %										до наводороживания				после наводороживания	
	C	Mn	Si	Cr	Mo	Al	V	Ti	Прочие	$\sigma_{0,2}$ МПа	$\sigma_{\text{в}}$ МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{\text{ИЛ}}$ $\sqrt{\text{М}}$	$\delta$ , %	$\psi$ , %
1	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	—	695	800	19,5	68	59	5—7	15
2	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	0,5 Cu	680	770	20,5	70	43	5—7	15
3	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	0,2 Ta	690	760	18,5	68	68	7	17
4	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	0,4 Ta	715	830	20,5	69	93	6—9	25
5	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	0,6 Ta	725	850	18,7	68	93	5—7	25
6	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	0,1 La	720	800	19,0	65	59	5—7	12
7	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	0,2 Ce	705	775	19,5	72	68	5—7	10
8	0,12	0,4	1,0	3,5	0,25	0,25	0,15	0,10	0,1 Mg, Y	690	760	20,2	71	59	5—7	15
9	0,17	0,3	0,96	3,0	0,25	0,14	0,15	0,14	—	760	900	18,0	68	62	5—7	15
10	0,15	0,3	0,8	3,0	0,30	0,05	0,15	0,15	0,1 La	740	910	17,5	63	65	5—7	17
11	0,11	0,3	0,8	3,0	0,30	0,05	0,15	0,15	0,1 Ce	685	750	21,0	68	65	5—7	18
12	0,14	0,3	0,7	3,0	0,30	0,05	0,25	0,15	0,3 Cu	700	800	19,0	67	37	3—5	8
13	0,15	0,3	0,6	3,0	0,30	0,05	0,15	0,14	0,24 Ta	710	800	18,0	68	65	4—5	10
14	0,14	0,3	0,6	3,0	0,32	0,05	0,15	0,15	0,47 Ta	730	850	19,0	68	90	4—5	14
15	0,14	0,3	0,7	3,0	0,37	0,05	0,25	0,15	0,62 Ta	740	870	18,5	66	93	5—10	22
16	0,11	0,3	0,74	3,0	0,30	0,05	0,15	0,15	0,2 Y	710	830	20,0	70	66	8—10	16
Сталь 36Г2С										695	820	14,0	45	15,5	Хрупкий излом	

Примечания. 1. Выплавку производили в лабораторной печи. Из листов ковали прутки, из которых после отжига изготовляли цилиндрические образцы диаметром 15 мм. После отжига закалка в масле от 1248 К, отпуск при 873 К. 2. Сопроотивляемость релаксированию в жидких средах см. на рис. 2.139.

Таблица 2.50. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости стали 20ГФ от содержания карбида ванадия [162]

Содержание элементов, %	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_v$ , МПа	КСУ, Дж·см <sup>-2</sup>	$a_2$ , Дж·см <sup>-2</sup>	$a_p$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Средний размер частиц карбида ванадия, нм	Расстояние между центрами частиц, нм	Объемная доля частиц, %	$K_{Ic}$ , МПа·√м
0,22 С; 1,40 Мп; 0,10 V; 0,016 Р; 0,024 S; 0,09 Al;	Нормализация 1223—1263 К	415	630	147	84,4	62,8	10	560	0,021	114,4
0,20 Cr; 0,19 Ni; 0,28 Si	Нормализация + старение 873 К, 3 ч	410	630	149	78,5	70,6	15	460	0,052	142,0
	Нормализация + старение 953 К, 5 ч	390	580	166	100	66,7	30	700	0,092	134,6
0,22 С; 1,55 Мп; 0,31 V; 0,029 Р; 0,023 S; 0,10 Al;	Нормализация 1223—1263 К	580	780	86	49	37,3	15	240	0,20	66,7
0,23 Cr; 0,18 Ni; 0,30 Si	Нормализация + старение 873 К, 3 ч	570	790	92	49	46,1	15	225	0,24	81,6
	Нормализация + старение 953 К, 5 ч	540	730	124	93,2	31,4	20	275	0,28	58,6

Т а б л и ц а 2.51. Характеристики прочности и трещиностойкости сталей электросварных труб магистральных газонефтепроводов [163]

Номер трубы	Содержание элементов, %	$C_g$ , %	$T_{зак}$ , К	Расход воды при закатке, м <sup>3</sup> · ч <sup>-1</sup>	$T_{отп}$ , К	$\sigma_v$ , МПа	$\sigma_v$ , МПа	$\delta_v$ , %	$\Phi$ , %	$J_{lc}$ кДж · м <sup>-2</sup>	$K_{Ic}$ МПа · $\sqrt{м}$	Содержа- ние, во- лока в изломе, %
1	0,15 C; 1,30 Mn; 0,38 Si; 0,004 S; 0,022 P; 0,05 V; 0,004 B	0,376	1213	920—950	923	780	850	21	70,8	46	103	100
2	0,18 C; 1,30 Mn; 0,26 Si; 0,006 S; 0,018 P; 0,06 V; 0,003 B	0,408	1208	950	923	720	790	23	73,7	40	96	100
3	То же	0,408	Без термообработки			235	550	33	64,5	36	91	60

Примечание. Углеродный эквивалент  $C_g = C + \frac{Mn}{5} + \frac{V}{5}$ .

Т а б л и ц а 2.52. Трещиностойкость высокопрочной пружинной проволоки [164]

Марка	Диаметр образца, мм	Балл мартенсита	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{-1}$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$
70ХФА	3,6	4	1760	545	66
	3,6	8	1750	505	66
70ХФА-III	3,6	—	1760	580	71
70ХФА	4,8	4	1510	530	77
	4,8	8	1540	465	77
50ХФА	4,8	—	1410	400	72

Примечание. Закалка и отпуск в диапазоне температур 673—773 К.

Т а б л и ц а 2.53. Значение предела текучести и трещиностойкости некоторых конструкционных сталей [165]

Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$	Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$
17ХГ2САФР	620	77,2	06Х17Г17	640 **	130,5 **
45	420	66,7		490 ***	118,7 ***
12Х18Н10Т	420	79,1	09Г2С	320	115,9
06Х17Г17	490 *	121,5 *	16ГС	300	113,8

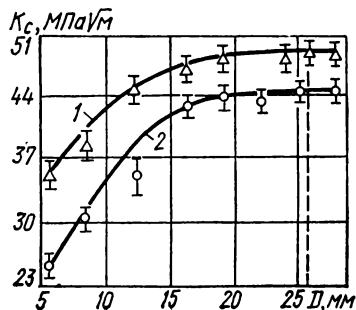
\* Основной металл. \*\* Сварной шов. \*\*\* Зона влияния сварного шва.

Т а б л и ц а 2.54. Характеристики прочности и трещиностойкость стали 30ХГСН2А (состояние поставки) [14]

Температура испытания, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta_{10}$ , %	$\psi$ , %	$K_{IC}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$
293	470	790	19	52	160
77	860	920	1,6	4	53

Рис. 2.91. Зависимость трещиностойкости стали 30ХГСН2А (состояние поставки) от диаметра испытываемого образца:

1 — изгиб; 2 — растяжение. (Для всех значений диаметра сохранялось  $d/D \approx 0,7$  при растяжении и  $d/D \approx 0,6$  при изгибе. Механические характеристики см. в табл. 2.54. Штрих — значение  $D$ , обеспечивающее выполнение условия автоточности.) [14].



**Т а б л и ц а 2.55. Статическая и циклическая трещиностойкость  
алюминиевых сплавов, определенная на образцах ВД, вырезанных из плит  
[166]**

Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$R_a$	$K_{IC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{IFC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
B95 (T1)	430	0,1	20,3	20,8
	430	0,6	20,1	20,6
B95пч (T2)	410	0,1	24,5	25,5
	410	0,6	25,2	25,5
Д16 (T1)	350	0,1	21,1	21,3
	350	0,6	21,2	21,5
1201 (T1)	300	0,1	26,7	26,4
	300	0,3	30,2	31,1
	300	0,8	24,0	23,0
	300	0,1	27,5	27,4
	300	0,3	26,4	24,3
	300	0,5	24,4	24,0
	300	0,6	23,7	25,6
	300	0,1	20,6	20,9
	300	0,3	22,2	22,6
	300	0,6	21,0	20,6
АК4-1 (T1)	300	0,1	20,6	20,9
	300	0,3	22,2	22,6
	300	0,6	21,0	20,6

**Т а б л и ц а 2.56. Статическая и циклическая трещиностойкость  
алюминиевых сплавов, определенная на образцах ПД [166]**

Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$R_a$	$K_{IC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{IFC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$R_a$	$K_{IC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{IFC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
B95пч (T2)	410	0,1	30,3	36,5	1201 (T1)	285	0,1	33,9	61,7
	410	0,2	32,1	38,9		285	0,2	36,1	52,8
	410	0,3	32,3	38,1		285	0,3	35,8	49,6
	410	0,4	35,4	37,2		285	0,4	35,9	48,0
	410	0,6	35,1	37,2		285	0,6	36,3	43,0
	405	0,1	31,3	37,7		280	0,1	32,5	42,3
	405	0,3	32,3	41,2		280	0,2	33,7	49,1
	405	0,5	31,9	37,2					
405	0,1	31,7	45,9						

**Т а б л и ц а 2.57. Статическая и циклическая трещиностойкость  
алюминиевых сплавов, определенная на одном образце [166]**

Марка	Обра- зец	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{IFC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	Марка	Обра- зец	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{IFC}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
B95 (T1)	ДП	490	29,1	31,9	Д16 (T1)	ПД	355	27,6	27,9
	»	490	29,6	29,1		»	355	28,5	29,4
	»	490	29,4	29,3		»	355	27,0	26,3
B95ч (T1)	»	560	24,0	24,6	АК4-1 (T1)	»	355	29,8	28,8
	»	560	22,8	24,0		»	330	22,0	22,8
	»	560	23,9	23,1		»	330	24,2	24,7
	»	560	23,1	22,6	АК4-1 (T1)	»	330	25,5	24,6
	»	560	25,0	20,6					



Т а б л и ц а 2.58. Статическая и циклическая трещиностойкость  
алюминиевых сплавов [166]

Марка	Образец	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$R_a$	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	$K_{Ifc}$ , МПа · $\sqrt{м}$
АВпч (Т1)	ДВ	285	0,8	33,7	50,4
	»	285	0,8	36,0	36,8
	ПД	260	0,26	29,8	33,6
	»	260	0,1	25,7	32,8
	»	260	0,1	28,1	37,9
	»	260	0,63	26,3	27,5
	»	260	0,1	27,5	33,1
	ДВ	265	0,8	36,1	36,4
	ВП	250	0,24	27,7	37,1
	ВД	250	0,1	29,6	38,3
	»	250	0,1	27,4	34,1
АД35 (Т)	ДП	190	0,1	27,9	38,5
	»	190	0,8	27,0	28,6
	»	190	0,1	28,6	43,4
	»	190	0,8	29,3	32,1
	»	190	0,8	21,4	25,1
АД33 (Т1)	ДП	280	0,1	33,4	46,6
	»	280	0,8	30,9	29,8
	»	280	0,1	33,6	50,5
	»	280	0,1	37,1	43,4
	»	280	0,1	33,1	48,0
	»	280	0,8	33,9	32,8
	ПД	220	0,1	27,3	28,8
	ДВ	280	0,1	30,9	49,0
	ВП	170	0,1	27,0	35,8
	»	170	0,8	26,4	23,7
	ВД	170	0,1	27,0	34,9
	»	170	0,8	27,2	29,4
АД35 (Т)	ПД	180	0,1	23,7	29,7
	»	180	0,8	25,0	26,2
	»	180	0,1	24,0	29,6
	»	180	0,8	24,0	25,2
	ВД	170	0,1	18,3	31,5

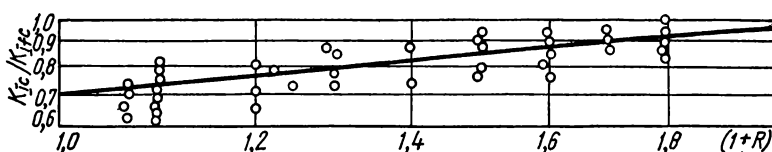


Рис. 2.92. Зависимость отношения  $K_{Ic}/K_{Ifc}$  от коэффициента асимметрии цикла  $(1 + R_a)$  для алюминиевых сплавов с  $K_{Ic}/\sigma_{0,2} > 0,08$  мм [166].

Т а б л и ц а 2.59. Статическая и циклическая трещиностойкость  
алюминиевых сплавов [167]

Марка	$K_{Ic}$ МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{IIc}$ МПа $\cdot\sqrt{м}$	$\sigma_{0,2}$ МПа	Марка	$K_{Ic}$ МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{IIc}$ МПа $\cdot\sqrt{м}$	$\sigma_{0,2}$ МПа
B95 (T1)	29,6	29,1	570	AK4-1 (T1)	21,6	21,1	400
B95ц (T1)	24,2	24,5	590	AB (T1)	27,5	33,7	280
D16 (T1)	28,6	29,7	380	AD33 (T1)	33,4	46,6	280

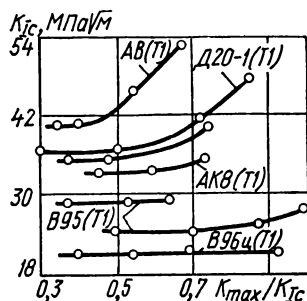


Рис. 2.93. Зависимость  $K_{Ic}$  от относительного коэффициента интенсивности напряжений  $K_{max}/K_{Ic}$  при создании усталостной трещины для различных алюминиевых сплавов [167].

Т а б л и ц а 2.60. Зависимость характеристик прочности и трещиностойкости (см. рис. 2.96) сварных швов сталей от вида сварки и присадочных материалов [168]

Свариваемый материал	Вид сварки	Присадочный материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$KCV$ , Дж $\cdot\text{см}^{-2}$	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$KCV$ , Дж $\cdot\text{см}^{-2}$
			293 К			77 К		
ЭП810 + ЭП810	Аргонодуговая	ЭП659-ВИ	725	980	68	1125	1405	31
		ЭП895-ЭЛ	795	885	109	1195	1315	41
	Автоматическая	ЧС48	800	965	132	950	1435	41
		ЧС39	380	580	158	835	1205	103
	Электронно-лучевая	—	820	920	128	1265	1350	53
ЭП810 + ЭП666	Аргонодуговая	ЭП901	470	650	160	695	965	130
		ручная						
	То же	ЭП367	560	620	145	700	890	130
		—	560	690	100	690	830	80
ЭП810 + 08Х18Н10Т	Аргонодуговая	ЧС39	400	630	150	580	1225	100
		ручная						
	Электронно-лучевая	—	400	630	170	580	1410	120

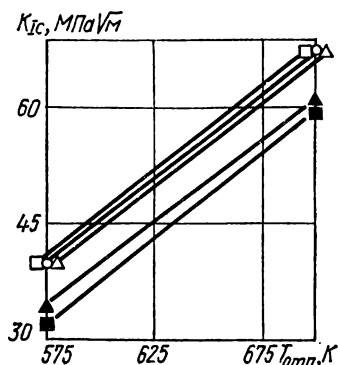
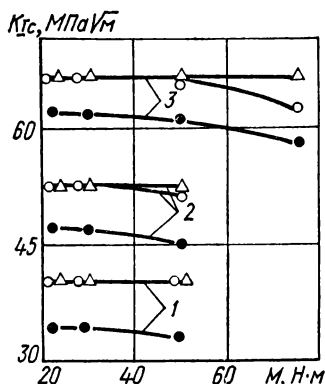


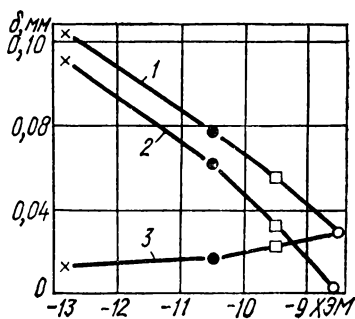
Рис. 2.94. Зависимость трещиностойкости стали 50ХН от циклической тренировки и старения:

○ — испытания непосредственно после образования усталостной трещины; ● — испытания после старения; △ — испытания после образования усталостной трещины в 3 %-ном растворе олеиновой кислоты в вазелиновом масле с последующим старением; 1 — температура отпуска 573 К; 2 — 673 К; 3 — 773 К [157].

Рис. 2.95. Зависимость трещиностойкости закаленной и отпущенной при 573 и 823 К стали 50ХН от способа образования усталостной трещины и среды (изгибающий момент  $M = 49 \text{ Н} \cdot \text{м}$ ) при испытаниях непосредственно после наведения усталостной трещины на воздухе (○); после образования усталостных трещин в 3 %-ном растворе олеиновой кислоты в вазелиновом масле (△) и воде (□) с последующим старением; после образования усталостных трещин в 3 %-ном растворе олеиновой кислоты в вазелиновом масле (▲) и воде (■) [157].

Рис. 2.96. Зависимость раскрытия трещины  $\delta_o$  (1),  $\delta_p$  (2),  $\delta_y$  (3) от хромэквивалента мартенситообразования (ХЭМ) сварных швов при 77 К:

× — электронно-лучевая сварка сталей ЭП810 и 08Х18Н10Т; ○ — аргодуговая сварка стали ЭП810 с применением проволоки ЭП659-ВИ; □ — то же с присадкой ЭП895-ЭЛ; ● — то же с присадкой ЧС-48 ( $\delta_c$  — критическое раскрытие трещины сварного шва;  $\delta_y$  — раскрытие трещины, соответствующее линейному участку диаграммы,  $\delta_p$  — нелинейному). Механические характеристики см. в табл. 2,60 [168],



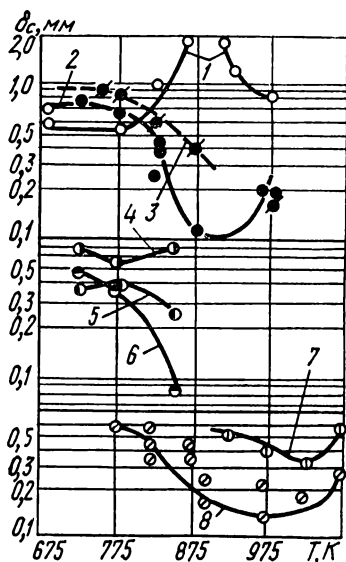
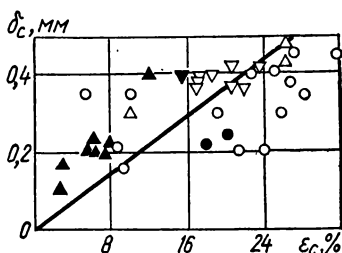


Рис. 2.97. Зависимость критического раскрытия трещины от температуры при постоянной номинальной скорости ползучести около  $1 \% \cdot \text{ч}^{-1}$ : 1 — сталь 15Х1М1Ф-Л, поверхность отливки, 70–80 % бейнита,  $\sigma_T = 280$ –310 МПа (при 293 К); 2 — сталь 15Х1М1Ф-Л, центральная зона отливки, 10–20 % бейнита,  $\sigma_T = 250$ –340 МПа; 3 — сталь 15Х1М1Ф-Л после эксплуатации около  $10^5$  ч, центральная зона отливки, 10–15 % бейнита,  $\sigma_T = 230$ –280 МПа; 4 — сталь 15Х11МФ,  $\sigma_{\text{н}} = 670$ –690 МПа; 5 — сталь 15Х11МФ,  $\sigma_{\text{н}} = 720$ –740 МПа; 6 — сталь 15Х11МФ,  $\sigma_{\text{н}} = 830$ –860 МПа; 7 — сталь ХН35ВТ, открытая выплавка; 8 — сталь ХН35ВТ, вакуумно-дуговой переплав [145].

Рис. 2.98. Зависимость критического раскрытия трещины от истинной деформации ползучести в момент разрушения для сталей 25Х1М1ФА (○), 15Х11МФ (●), 15Х1М1Ф-Л (△), ХН35ВТ (▲), 34ХНЗМА (▽) и сплава ХН77ТЮР (▼) [145].

Т а б л и ц а 2.61. Зависимость трещиностойкости закаленной низкоотпущенной стали 33Х3СНМФВА от электронно-лучевого переплава [169]

Состояние	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$
Исходная	68,8—80,6
Рафинированная	65,4—90,8



Т а б л и ц а 2.62. Характеристики прочности и трещиностойкости сварного соединения сплавов АМг6 и В92ц [170]

Материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$H_{\mu}$ , МПа	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$	$\delta_c$ , мм
АМг6	150	300	27	0,922
В92ц	200	450	30	0,365
Сварной шов	220	520	25	0,230

**Т а б л и ц а 2.63. Зависимость трещиностойкости алюминиевых сплавов от степени чистоты и направления разрушения [49]**

Марка	Степень чистоты	$t$ , мм	$b$ , мм	Направление вырезки об- разца	Разруша- ющее на- пряжение, МПа	$K_{IC}$ МПа·√м
7075 (Т6)	Промышленная	1,6	508	Продольное	125	26,7
		3,2	508	»	120	23,8
	Повышенная	2,3	508	»	100	39
		3,2	508	»	180	39,3
	Промышленная	1,6	101	»	240	24,5
		1,6	101	Поперечное	270	24,5
	Повышенная	3,2	101	Продольное	300	25,1
		3,2	101	Поперечное	210	21
		2,3	101	Продольное	390	34,1
		2,3	101	Поперечное	360	28,8
		3,2	101	Продольное	400	31,9
		3,2	101	Поперечное	350	25,1
2024 (Т3)	Промышленная	1,6	508	Продольное	190	54,6
		3,2	508	»	170	41,2
	Повышенная	2,2	508	»	200	49,6
		3,2	508	»	205	50,2

**Т а б л и ц а 2.64. Химический состав и трещиностойкость алюминиевых сплавов**

Марка	Содержание элементов, %						$K_{IC}$ МПа·√м
	Cu	Mg	Mn	Zn	Si	Fe	
2024	3,8—4,9	1,2—1,8	0,3—0,9	≤0,25	≤0,15	0,5	25
2124	3,8—4,9	1,2—1,8	0,3—0,9	≤0,25	≤0,15	0,2	29
X2048	2,8—3,8	1,2—1,8	0,2—0,6	≤0,25	≤0,15	0,2	38

**Т а б л и ц а 2.65. Химический состав и свойства алюминиевого сплава 01420(Т1)**

Содержание элементов, %				$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$K_{IC}$ , МПа·√м
Mg	Li	Fe	Si			
5,5	2,1	0,12	0,15	270	460	28
5,5	2,1	0,03	0,03	290	480	27
5,5	2,1	0,03	0,3	290	450	35
5,5	2,1	0,3	0,03	300	470	31

**Т а б л и ц а 2.66. Трещиностойкость и механические характеристики алюминиевых сплавов [171]**

Номер сплава	Марка (режим старения)	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{GT}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	$K_{\sigma}$ , МПа·√м
1	Д16 (Т)	300	440	14	9,2	...
2	Д16 (Т1)	420	450	6	3,5	68
3	АК4-1 (Т1)	360	390	6	5,9	61
4	В95 (Т1)	460	540	12,5	3,0	54
5	ВАД23 (Т1) (413 К, 24 ч)	330	490	21	6,0	86
6	ВАД23 (Т1) (433 К, 12 ч)	490	540	7,5	1,0	34
7	01420 (Т1) (393 К, 12 ч)	230	410	9,3	2,4	40

**Т а б л и ц а 2.67. Предел текучести и трещиностойкость алюминиевых сплавов**

Номер сплава	Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{\sigma}$ , МПа·√м	Номер сплава	Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{\sigma}$ , МПа·√м
1	2020 (Т651)	$\frac{520}{530}$	$\frac{32}{21}$	6	7075 (Т651)	$\frac{535}{520}$	$\frac{77}{37}$
2	2024 (Т351)	$\frac{400}{360}$	$\frac{112}{97}^*$	7	7075 (Т7351)	$\frac{420}{410}$	$\frac{103}{57}^*$
3	2024 (Т851)	$\frac{450}{450}$	$\frac{50}{35}$	8	7079 (Т651)	$\frac{520}{500}$	$\frac{66}{38}$
4	2219 (Т851)	$\frac{350}{340}^*$	$\frac{89}{69}^*$	9	7178 (Т7651)	$\frac{490}{480}$	$\frac{51}{34}$
5	7001 (Т75)	$\frac{490}{480}$	$\frac{37}{28}$				

П р и м е ч а н и е. Над чертой — данные, полученные на образцах, вырезанных в продольном направлении, под чертой — в поперечном.

\* Данные приблизительные из-за пластической деформации в сечении надреза. Аналог отечественных марок сплавов и состояний см. в приложениях I и II в [48].

Т а б л и ц а 2.68. Характеристики прочности и трещиностойкости алюминиевого сплава 2219 при комнатной температуре и 77 К в различных состояниях (плиты толщиной 25,4 мм) [172]

Состояние	Температура испытания, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	Работа распространения трещины по Кану, Дж·см <sup>-2</sup>	KCU, Дж·см <sup>-2</sup>
T62	293	290	420	12,5	30,0	10,1	10,5
	77	350	520	16,5	34,0	10,8	13,7
T81	293	370	470	11,0	27,0	7,2	7,8
	77	440	570	13,8	30,0	10,0	9,3
T87	293	390	400	11,8	14,0	...	6,2
	77	460	575	28	28,0	6,8	7,35

Т а б л и ц а 2.69. Трещиностойкость алюминиевого сплава 2219 (Т851), установленная различными лабораториями [173] \*

Номер лаборатории	$K_{IC}$ , МПа·√м, образцов					Пределы изменения $K_{IC}$ , МПа·√м
	1	2	3	4	5	
1	37,5	36,3	37,2	36,6	32,8	32,8—37,5
2	31,0	36,4	36,3	32,2	...	31,0—36,4
3	32,5	37,2	36,1	35,3	36,4	32,5—37,2
4	34,4	35,2	33,9	31,3	30,4	30,4—35,2
5	35,9	36,9	35,9	35,6	31,8	31,8—36,9
6	40,0	39,7	36,9	39,5	35,3	35,3—40,0
7	36,3	35,0	35,4	35,2	32,5	32,5—36,3
8	34,4	36,6	31,6	36,9	32,5	31,6—32,5
9	38,5	37,8	37,6	37,5	33,5	33,5—38,5

\* Наибольший разброс значений, полученных разными лабораториями, составлял ~10 %. Максимальные отклонения отдельных результатов от средних одного сплава составляет ~16 %.

Т а б л и ц а 2.70. Зависимость механических характеристик и трещиностойкости в поперечном направлении горячекатаных плакированных листов алюминиевого сплава В95 толщиной 6 мм в состоянии Т1 от содержания Fe и Si [174]

Марка	Содержание элементов, %		Содержание избыточных фаз, %	$\delta$ , %	KCT, Дж·см <sup>-2</sup>
	Fe	Si			
B950ч	0,12	0,05	1,0	12,1	3,5
B95пч	0,19	0,08	1,8	11,0	4,0
B95	0,34	0,05	2,8	9,9	2,4

**Т а б л и ц а 2.71. Зависимость механических характеристик и трещиностойкости холоднокатаных плакированных листов алюминиевого сплава В95 толщиной 2 мм в состоянии Т1 от содержания Fe и Si [174]**

Марка	Содержание элементов, %		Содержание избыточных фаз, %	$\delta_b$ , %	$K_{Ic}^*$ МПа·√м	КТ1, Дж·см <sup>-2</sup>	Чувствительность к концентратору	
	Fe	Si					надрез $\alpha_\sigma = 4$	отверстие $\alpha_\sigma = 2,6$
В95оч	0,12	0,05	1,0	11,4	73	4,5	0,94	0,984
В95пч	0,19	0,08	1,8	10,5	68	5,0	0,94	0,982
В95	0,34	0,05	2,8	9,0	62	2,8	0,90	0,971
	0,29	0,22	3,4	8,3	47	2,2	0,85	0,937

Примечания. 1. Значения  $K_{Ic}^*$  получены автором [174] совместно с С. И. Кишкиной и Е. Н. Старовой при одноосном растяжении ДП образцов в виде пластин 100 × 300 мм с трещиной длиной 30 мм. 2. Чувствительность к концентратору характеризуется отношением пределов прочности надрезанного и гладкого образцов;  $\alpha_\sigma$  — теоретический коэффициент концентрации напряжений.

**Т а б л и ц а 2.72. Зависимость механических характеристик и трещиностойкости неплакированных листов алюминиевого сплава В95 толщиной 6—9 мм от содержания Fe и Si [174]**

Сплав	Содержание элементов, %		Содержание избыточных фаз, %	$\delta_b$ , %	$K_{Ic}^*$ МПа·√м		КТ1, Дж·см <sup>-2</sup>	$\sigma_{со}$ МПа
	Fe	Si			Т1	Т2		
В95оч	0,13	0,06	1,3	13,0	...	93	...	340
В95пч	0,16	0,06	1,7	12,5	59—62	81	3,6	290
В95	0,37	0,08	3,9	9,5	39—43	...	2,5	...

Примечания. 1. Значения  $\delta_b$  и КТ1 определяли в поперечном направлении. 2. Значения  $K_{Ic}^*$  при режиме Т2 получены автором [174] совместно с С. И. Кишкиной и Е. Н. Старовой при одноосном растяжении ДП образцов в виде пластин 100 × 300 мм с трещиной длиной 30 мм. 3. Значения  $\sigma_{со}$  и  $K_{Ic}$  при режиме Т2 получены совместно с А. М. Доценко на пластинах 300 × 700 мм с трещиной длиной 30 мм.

**Т а б л и ц а 2.73. Результаты испытаний плоских образцов титанового сплава BT20 [78]**

Напряженное состояние	$\sigma_{0,2}$ МПа	$\sigma_B$ МПа	$\sigma_{со}$ МПа	$K_{Ic}$ МПа·√м
Двухосное	1185	1390	930	153
	930	1040	820; 940	135; 158
Одноосное	1060	1280	680	120
	1000	1070	650; 675	117; 129

Примечания. 1. Над чертой — значения для поперечных, под чертой — для продольных и диагональных образцов соответственно. 2. Испытывался лист  $t = 2,5$  мм, отжиг 1023 К, охлаждение на воздухе. Ширина образца  $2b = 90$  мм; длина трещины составляет 30 % ширины образца.



**Т а б л и ц а 2.74. Свойства плит из различных титановых сплавов толщиной 75 мм [78]**

Состав сплава	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ МПа · $\sqrt{м}$
Ti — 6Al — 4V	766	110
Ti — 6Al — 4V — 2Mo	1020	76
Ti — 6Al — 2Mo	775	121
Ti — 6Al — 4V — 1Mo	770	128
Ti — 5Al — 2V — 2Mo — 2Sn	780	128
Ti — 6Al — 2Nb — 1Ta — 1,2Mo	770	135

**Т а б л и ц а 2.75. Зависимость механических свойств титанового сплава Ti — 6Al — 4V от химического состава [175]**

Содержание кислорода, %	Температура испытания, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\frac{\sigma_B^H}{(K_t = 6,3)}$ , МПа	$\sigma_B^H/\sigma_B$
0,03	298	830	890	14	1020	1,15
	77	1260	1350	7	1520	1,12
	20	1460	1530	1	1390	0,91
0,06	298	850	945	12	1080	1,14
	77	1385	1475	17	1620	1,09
	20	1635	1740	1	1490	0,86
0,09	298	880	930	12	1140	1,22
	77	1390	1500	13	1420	0,94
	20	1710	1815	6	1460	0,80
0,15	298	880	1730	11	1170	1,25
	77	1410	1520	14	1535	1,01
	20	1760	1820	2	1330	0,73
0,17	298	880	950	13	1170	1,23
	77	1490	1600	10	1350	0,84
	20	1890	1940	2	1190	0,62

П р и м е ч а н и е.  $K_t$  — теоретический коэффициент концентрации напряжений.

**Т а б л и ц а 2.76. Предел текучести и характеристики трещиностойкости титановых сплавов различного фазового состава [176]**

Марка (состав)	Фазовый состав	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{IC}$ МПа · $\sqrt{м}$	$K_{ISCC}$ МПа · $\sqrt{м}$
BT15 (Ti — Al — Mo — C)	Псевдо- $\beta$	850	71	57
ИВ (T1) (Ti — Al — Mo — C — Fe)	»	1110	36	28
ИВ (T2) (Ti — Al — Mo — C — Fe)	»	1600	35	25
СТ6 (Ti — Al — Zr — W)	$\varphi + \beta$	1150	38	24

**Т а б л и ц а 2.77. Характеристики прочности и трещиностойкости магниевого сплава МА12 при комнатной температуре [177]**

Режим термобработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{IC}$ МПа · $\sqrt{м}$
Отжиг 623 К, 1 ч	130	210	18,5	14,5
Закалка 813 К, 2 ч + старение 473 К, 16 ч	190	260	8,7	19,5

**Т а б л и ц а 2.78. Зависимость трещиностойкости серого чугуна от прочности [178]**

$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\psi$ , %	$t$ , мм	$K_{IC}$ , МПа · $\sqrt{м}$
140	150	0,05	5	11,5
240	250	0,05	5	18,7
190	210	0,05	5	19,2
170	185	0,05	5	20,0

**Т а б л и ц а 2.79. Эффективная поверхностная энергия поликристаллического кремнистого железа (2,8 % Si; 0,03 % C) [179]**

Номер образца	$T$ , К	$\sigma_T$ , МПа	$b$ , мм	$l/2$ , мм	$\sigma_{CO}$ , МПа	$\gamma_s$ , Дж · см <sup>-2</sup>
1	115	560	146	11	135	3000
2	120	560	144	6,1	190	3600
3	170	500	147	10	150	3400
4	175	500	145	7,3	160	3000

П р и м е ч а н и я. 1.  $\gamma_s$  определяли по результатам испытаний на разрыв образцов размерами 800 × 150 × 14 мм, вырезанных из листового проката. После отжига при 1473 К в образцах создавали сквозные центральные трещины. 2.  $\gamma_s$  монокристаллов кремнистого железа см. в табл. 2.80.

**Т а б л и ц а 2.80. Эффективная поверхностная энергия монокристаллов кремнистого железа (2,8 % Si; 0,03 % C), полученного электронно-лучевым переплавом [179]**

Номер образца	$T, K$	$a, мм$	$\sigma_{со}, МПа$	$\gamma_s, Дж \cdot см^{-2}$	$\gamma_s/\gamma$
1	77	1,17	10	2,4	1,3
2	173	1,17	30	11	7,3
3	223	0,68	90	60	40
4	298	1,23	90	108	65
5	298	0,94	130	160	91
6	388	1,19	260	820	510
7	448	1,51	360	2060	1370
8	458	0,7	430	1400	930

**П р и м е ч а н и е.** Образцы сечением 4 X 4 мм вырезали из одного крупного монокристалла. Продольная ось образцов имела ориентацию (001), боковыми гранями являлись плоскости типа (110). После вырезки и полировки граней образцы отжигали в вакууме при 1473 К в течение 2 ч. Электролитическим наводороживанием создавали поверхностные трещины, близкие по форме к полукружности (глубиной  $a$ ). Для удаления водорода образцы подвергали отжигу при 473 К. Припаянные к захватам образцы разрывали при температуре 77—458 К.

**Т а б л и ц а 2.81. Зависимость уровня  $K_{Ic}$  стали 50X от условий образования трещины и условий испытания [180]**

Температура отпуска, К	Условия образования трещины	$K_{Ic}, МПа \cdot \sqrt{м}$	
		на воздухе	в воде
373	Циклическое нагружение на воздухе	87	79
	Статическое нагружение в воде	96	80
623	Циклическое нагружение на воздухе	143	...
	Статическое нагружение в воде	140	...

**Т а б л и ц а 2.82. Трещиностойкость сталей 38ХН3МФА и 40ХН2МА при наплавке аустенитно-ферритными сталями типа 07Х25Н12Г2Т и 08Х19Н9Ф2С2 [181]**

Материал	$\sigma_{0,2}, МПа$	$\sigma_B, МПа$	$K_{CU}, Дж \cdot см^{-2}$	$K_{Ic}, МПа \cdot \sqrt{м}$
40ХН2МА	880	960	149	87,4
08Х19Н9Ф2С2	560	700	162	56,5
Композиция 40ХН2МА + 08Х19Н9Ф2С2	850	960	122	72,5
38ХН3МФА	1050	1125	68	42,4

Материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>	$K_{IC}$ , МПа $\sqrt{м}$
07Х25Н12Г2Т	450	610	94	43,4
Композиция 38ХН3МФА + + 07Х25Н12Г2Т	660	790	63	44

Примечание. Толщину основного и напавленного металлов выбирали таким образом, чтобы после наплавки и окончательной механической обработки можно было изготовить компактные образцы толщиной 25 мм. Образцы вырезали из напавленного металла переходной зоны, состоящей из 50 % основного и 50 % напавленного металла, и из основного металла.

Таблица 2.83. Механические свойства и докритический рост трещины (СРТ) при испытаниях на трещиностойкость хромистых сталей [180]

Марка	Характеристика	Температура отпуска, К						
		Без отпуска	273	423	473	573	673	773
50Х	СРТ, мм	1,2	1,1	...	1,1	0,4	0	...
		1,5	1,3		1,1	0,5	0,2	
	$\sigma_{0,2}$ , МПа	...	185	...	180	165	150	...
	$\psi$ , %	...	7	...	11	20	43	...
ШХ15	СРТ, мм	1,2	...	0,65	...	0	...	0
		0,6		0,8		0,3		0
	$\sigma_{0,2}$ , МПа	95	...	175	...	190	...	140
	$\psi$ , %	0	...	1	...	12	...	27

Примечания. 1. Докритический рост трещины — рост трещины, предвещающий быстрое разрушение при статическом испытании. 2. Над чертой указаны значения СРТ при испытании на воздухе, под чертой — в дистиллированной воде.

Таблица 2.84. Зависимость характеристик разрушения титанового сплава ВТ23 при однократном внецентренном растяжении компактных образцов от запаса упругой энергии [78]

Режим термообработки	$\sigma_B$ , МПа	Запас упругой энергии, Дж	$K_{IC}$ , МПа· $\sqrt{м}$	$\sigma_{\text{нетто}}$ , МПа	$\frac{P_{\text{max}}}{P_Q}$
1073 К, 1,5 ч, воздух +	1220	14	61	820	1,1
+ 723 К, 10 ч, воздух	1220	87	65	830	1,01
1153 К, 1,5 ч, воздух +	1240	19	67	880	1,04
+ 773 К, 10 ч, воздух	1240	92	70	910	1,01
723 К, 10 ч, воздух	1210	20	75	1020	1,03
	1210	117	75	960	1,01

Т а б л и ц а 2.85. Зависимость трещиностойкости стали 14Г2СФБ при  $T = 233 \text{ К}$  от скорости деформирования и типа плавки [182]

Плавка	Содержание элементов, %	$\sigma_{0,2}$ МПа	$\sigma_B$ МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$\sigma$ , мм·с <sup>-1</sup>	$l_{ст}$ мм	$K_Q$ МПа·√м
Конверторная	0,125 С; 1,53 Мп;	470	630	27	70	0,0083	4,9	116
	0,31 Si; 0,45 Cr;	470	630	27	70	83,3	4,1	124
	0,07 V; 0,02 Nb;							
	0,012 S; 0,013 P;							
	0,0101 O							
Конверторная, обработанная жидкими синтетическими шлаками	0,125 С; 1,50 Мп;	470	640	31,5	77	0,0083	5,6	124
	0,31 Si; 0,55 Cr;	470	640	31,5	77	83,3	5,0	193
	0,09 V; 0,03 Nb;							
	0,003 S; 0,010 P;							
	0,0049 O							

П р и м е ч а н и е.  $l_{ст}$  — величина подрастания исходной усталостной трещины до начала быстрого разрушения. Термообработка: нормализация 1223 К.  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$ ,  $\delta$ ,  $\psi$  определены при комнатной температуре.

Т а б л и ц а 2.86. Минимальная толщина образцов с поверхностной трещиной для корректного определения трещиностойкости [183]

Марка	Полуфабрикат	$(K_{Ic}/\sigma_{0,2})^2$ , мм	$t$ , мм
AK4-1 (T1)	Плита	10	7
AK8-1 (T)	Плита рекристаллизованная	7	5
AK8-1 (T1)	Полоса прессованная	9	7
ВАД23 (T1)	Лист	6	5
B95 (T1)	Полоса прессованная	7	5
	Профиль прессованный	7	5
	Полоса нерекристаллизованная	3	2
	Полоса частично рекристаллизованная	5	4
B96 (T1)	Лист холоднокатаный	3	2
Д16	Плита	14	10
	Полоса катаная	12	9
	Полоса рекристаллизованная	15	11
Д16 (T1)	Полоса катаная	8	6
	Полоса нерекристаллизованная	11	8
	Профиль нерекристаллизованный	8	6
	Профиль рекристаллизованный	17	12
Д16пч	Полоса прессованная	16	12
Д16пч (T1)	»	11	8
01191 (T1)	Плита	22	15
1201 (T1)	Поковка	2	15

Марка	Полуфабрикат	$(K_{Ic}/\sigma_{0,2})^2$ , мм	$t$ , мм
Д20 (Т1)	Полоса рекристаллизованная	42	30
АМг6	прессованная Лист	5	4

Примечание. Принято, что ширина образцов в шесть раз превосходит толщину, глубина трещины достигает половины толщины, а нетто-напряжение равно  $0,8\sigma_{0,2}$ .

Таблица 2.87. Трещиностойкость сталей, установленная экспериментально ( $K_{Ic}^p$ ) и расчетным путем по зонам пластичности ( $K_{Ic}^p$ ) (метод микротвердости) [184]

Сталь	$T_{отп}$ , К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$t$ , мм	$b$ , мм	$K_{Ic}^p$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{Ic}^p$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
40Х	723	1245	7,0	26	71,3	67,9
45Х	723	1370	6,0	24	83,7	72,8
50Х	...	520	3,5	22	38,7	34,1
60С1Х	423	2040	3,6	22	69,7	66,9
	673	1470	3,6	22	64,2	59,8
Хромомолибдено- вая сталь	503	1590	4,0	22	57,6	53,3

Таблица 2.88. Критические размеры дефектов, установленные экспериментально (растяжение образцов шириной 25 мм с одним боковым надрезом) и рассчитанные на основе трещиностойкости сталей и их композиций ( $l_{кр} = 1,62K_{Ic}^2/(\pi\sigma)^2$ ) при различных напряжениях [181]

Материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$K_{CU}$ , Дж $\cdot\text{см}^{-2}$	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	Рабочее на- пряжение, МПа	$l_{кр}$ , мм	
						Расчет	Экспе- римент
38ХНЗМФА	1050	1120	69	42	1050	0,26	0,28
					840	0,42	0,44
					730	0,55	0,52
					520	1,07	1,11
08Х19Н9Ф2С2	560	700	160	56	450	2,52	2,30
					390	3,29	3,10
					340	4,47	4,75
					680	1,85	1,70
Композиция 40ХН2МА + + 08Х19Н9Ф2С2	850	960	122	72	600	2,42	2,30
					510	3,30	3,10
					525	1,15	1,00
					460	1,50	1,30
Композиция 38ХНЗМФА + + 07Х25Н12Г2Т	660	790	63	44	390	2,05	2,10
					...	...	...
					...	...	...
					...	...	...
40ХН2МА	880	960	150	87	...	...	...
07Х25Н12Г2Т	450	610	94	43	...	...	...

Т а б л и ц а 2.89. Значения трещиностойкости сталей, полученные в условиях подобию пластической неустойчивости [185]

Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$2r_y$ , мм	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$2r_y$ , мм	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
17ХГ2САФР	620	1,35	116	АС-9	490	3,17	161
45	380	3,54	78	А *	640	1,28	178
12Х18Н10Т	420	2,92	124	Б *	490	2,17	146

\* А — сварное соединение стали АС-9 при расположении надреза по центру сварного шва; Б — сварное соединение стали АС-9 при расположении надреза в околошовной зоне;  $2r_y$  — критический размер зоны пластической деформации, при котором на фронте трещины достигается предел текучести на растяжение.

Т а б л и ц а 2.90. Трещиностойкость, установленная расчетным путем по пластической деформации поверхностей изломов ( $K_c^p$ ) и при механических испытаниях цельных образцов и с прослойками ( $K_c$ ) [186]

Образцы, материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	Температура испытания, К	$K_c$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	Глубина пластической деформации, мм	$K_c^p$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$\frac{K_c^p - K_c}{K_c}$ , %
<i>Образцы с прослойками</i>						
Цилиндрические из стали 35	560	293	55,8	1,38	54,3	2,8
	620	293	51,8	0,96	52,4	1,2
	700	293	48,1 *	0,52	43,4	9,7
	1130	213	46,5 *	0,34	49,9	7,3
	1210	183	34,1 *	0,16	41,6	21,8
	1370	77	24,8 *	0,08	33,5	35,0
Призматические из Ст3	275	293	31,6	0,84	21,7	30,0
	290	293	22,3 *	0,75	22,0	1,5
	490	293	19,8 *	0,24	20,8	4,7
	690	293	17,4 *	0,11	19,2	10,7
<i>Цельные образцы</i>						
Призматические из Ст3	255	293	24,5	1,10	22,9	6,3
	255	293	27,6	2,16	23,6	14,6
	255	293	21,7 *	0,98	22,3	2,9

\* Значения  $K_{Ic}$ .

Т а б л и ц а 2.91. Трещиностойкость титанового сплава BT14

Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{GU}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	HRG	$\gamma_{\Sigma}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	
							[187]	[84]
Закалка 1143 К, вода + старение 773 К, воздух + отпуск 573 К, 1,5 ч	1060	1140	9,9	19,4	71,6	34—36	3,0	2,9

Т а б л и ц а 2.92. Трещиностойкость, установленная экспериментально ( $K_{Ic}^{\Sigma}$ ) и расчетным путем ( $K_{Ic}^P$ ) через параметр структуры  $d$  и механические характеристики [188]

Марка, режим термообработки, структура	Температура испытания, К	$d$ , мкм	$\delta_B$ , %	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{Ic}^{\Sigma}$ , МПа·√м	$K_{Ic}^P$ , МПа·√м
10—60X2ГСНМА								
30 % перлита	293	15	36,9	830	18	42	64,8	61,7
50 % перлита	293	15	27,4	850	14	33	62,0	53,6
80 % перлита	293	15	23,6	920	12	31	53,5	51,8
15Г2АФДсп, состояние поставки	293	8	91,5	500	38	75	44,7	54,9
	217	8	84,1	570	38	71	54,9	56,1
	178	8	89,2	640	38	68	62,3	61,3
	153	8	72,9	670	33	66	63,3	56,4
	133	8	68,4	710	28	65	50—64	56,4
40X, различная закалка и низкий отпуск	293	10	4,6	2180	...	7,7	28,5	28,8
	293	20	4,9	2100	...	7,8	40,6	41,2
	293	20	19,3	1880	...	28,5	67,0	77,2
	293	20	18,5	1870	...	27,5	71,3	75,4
45XН2МФА, различная закалка и низкий отпуск	293	10,5	4,5	2550	...	7,4	28,2	30,7
	293	20	11,4	2100	...	18	56,4	62,6
	293	20	10,8	2080	...	17	62,6	60,8
0,45C — Ni — Cr — Mn								
0,008 S	293	6,1	65	1600	...	...	70,1	72,2
0,016 S	293	5,4	51	1600	...	...	59,5	60,2
0,025 S	293	4,4	59	1600	...	...	54,6	58,3
0,049 S	293	3,7	54	1590	...	...	45,9	51,2
X2NiCoMo1885	298	5,2	96,5	1850	...	...	88,7	87,4
	223	4,6	99,3	1960	...	...	83,4	85,6
	173	4,2	91,5	2050	...	...	69,8	80,6
	123	3,7	80,3	2170	...	...	63,6	72,9

Примечание.  $\delta_B = \delta_p + \delta_m$ , где  $\delta_p$  — относительное удлинение образца до образования шейки;  $\delta_m$  — относительное удлинение в шейке (местное).



Т а б л и ц а 2.93. Трещиностойкость алюминиевых сплавов, установленная на двух типах образцов [189]

Марка, толщина образца	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	Внецентрен- ное растяже- ние	Образец с поверхностной трещиной													Среднее значение
					$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	$K_Q$ , МПа · $\sqrt{м}$												
В95 (Т1) 30 мм	500	555	6,3	23,6	По $P_{max}$	27,2	27,2	29,1	26,6	25,1	20,8	19,8	26,4	19		25,4		
					По $P_{ск}$	24,2	23,6	27,9	26,6	23,3	19,2	19,2	21,7	...		23,9		
					По $P_{5\%}$	23,3	22,6	27,9	22,3	17,9	18,6	...	...	...		20,8		
					По $P_{max} =$ $= P_{ск}$	26,4	26,4	24,2	24,5	22,3	22,3	25,1	25,4	24,5		24,5		
АК4-1, 40 мм	400	420	5,8	24,5	По $P_{5\%}$	20,7	17,7	17,7	17,7	16,7	22,3	19,5	17,7	21,0	19,2			

Т а б л и ц а 2.94. Трещиностойкость сталей, установленная статическим ( $K_{Ic}^c$ ) и циклическим ( $K_{Ic}^u$ ) методами [190]

Марка	Режим термообработки	$K_{Ic}^c$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$	$K_{Ic}^u$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
ШХ15	Отпуск 373 К	14,3	14,3
	Отпуск 473 К	18,9	20,2
	Отпуск 573 К	22,0	22,9
	Отпуск 673 К	53,0	...
	Отпуск 773 К	58,9	...
	ОХ при 223 К + отпуск 473 К	22,6	23,6
	ОХ при 183 К + отпуск 473 К	21,4	21,7
	ОХ при 77 К + отпуск 473 К	19,5	20,4
50ХН	Отпуск 423 К	23,9	23,6
	ОХ при 203 К + отпуск 423 К	26,0	25,7
	ОХ при 77 К + отпуск 423 К	22,3	22,6

П р и м е ч а н и е. Оценку  $K_{Ic}^u$  производили при амплитудах напряжений, близких к пределу усталости.

Т а б л и ц а 2.95. Сопоставление значений  $K_{Ic}$  алюминиевого сплава 1201, установленных на трех типах образцов [191]

Тип образца, схема нагружения	Среда	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot\sqrt{м}$
Балка с трещиной, кон- сольный изгиб вдоль длин- ной стороны	Воздух	$31,4 \pm 1,6$

Тип образца, схема нагружения	Среда	$K_{Ic}$ , МПа·√м
Балка с трещиной, кон- сольный изгиб вдоль ко- роткой стороны	Воздух	31,5±1
	Водопроводная вода	31,5±1,4
	0,3 %-ный раствор $K_2Cr_2O_7$ (в водопроводной воде)	31,6±2
	0,01 %-ный раствор $K_2Cr_2O_7$ (в дистиллиро- ванной воде)	27,9±1,1
Растяжение цилиндриче- ского образца с кольце- вой трещиной	Воздух	22,1±0,8
	Дистиллированная вода	22,5±0,8
	0,3 %-ный раствор $K_2Cr_2O_7$ (в водопроводной воде)	23,8±1,7
	0,01 %-ный раствор $K_2Cr_2O_7$ (в дистиллиро- ванной воде)	22,6±1,46

Примечание. 1. Режим термообработки: закалка 808 К, вода + 10 % нагартровка + искусственное старение 443 К, 16 ч. 2. Механические характеристики:  $\sigma_{0,2} = 360$  МПа;  $\sigma_B = 440$  МПа;  $\delta = 10$  %;  $\psi = 28$  %;  $KCU = 13,7$  Дж × см<sup>-2</sup>;  $E = 7,06 \cdot 10^4$  МПа.

Таблица 2.96. Трещиностойкость сталей, установленная при изгибе и растяжении цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами [192]

Сталь, ре- жим термо- обработки	Температура испытания, К	Номер образ- ца	D, мм	d, мм	e	P*, Н	L*, мм	Y (e)	$K_{Ic}$ МПа·√м	
									изгиб	растя- же- ние **
40X; за- калка 1123 К + + отпуск 573 К	293	1	11,0	8,10	0,735	3236	50	0,264	38,4	37,2
	293	2	11,0	7,55	0,680	2677	50	0,240	35,4	
	293	3	11,0	8,55	0,777	3197	50	0,280	36,2	
	293	4	11,0	7,40	0,673	2598	50	0,236	34,7	
	293	5	14,80	11,35	0,760	4560	75	0,278	36,9	
	293	6	14,85	8,00	0,540	3206	75	0,189	37,8	
	293	7	14,55	10,40	0,715	3971	75	0,255	36,6	
40X; за- калка 1123 К + + отпуск 673 К	293	8	14,75	9,45	0,640	3677	75	0,223	37,2	43,4
	293	1	15,00	10,00	0,667	4903	75	0,231	45,8	
	293	2	15,00	6,30	0,420	2991	75	0,144	44,9	
	293	3	15,00	8,30	0,550	3726	75	0,192	41,6	
	293	4	15,20	12,11	0,796	7119	75	0,295	50,5	
	293	5	15,25	13,33	0,887	9218	75	0,385	49,9	

Сталь, режим термобработки	Температура испытания, К	Номер образца	D, мм	d, мм	$\epsilon$	P, Н	L*, мм	Y (ε)	$K_{Ic}$ МПа $\sqrt{м}$	
									изгиб	растя- же- ние **
У8; состояние поставки	77	1	9,25	8,40	0,925	3010	28	0,440	18,2	17,0
	77	2	9,15	8,60	0,940	3167	28	0,500	17,6	
	77	3	9,20	6,17	0,670	1588	28	0,237	18,3	
	77	4	9,10	7,80	0,857	2039	28	0,359	16,1	
	77	5	9,20	8,65	0,935	2696	28	0,465	16,1	
	77	6	10,90	3,95	0,362	647	50	0,123	17,0	
	77	7	10,85	4,00	0,368	627	50	0,125	16,4	
	77	8	10,95	5,40	0,497	872	50	0,171	16,1	
	77	9	10,90	10,20	0,930	2245	50	0,460	15,8	
	77	10	10,97	9,70	0,885	2039	50	0,380	17,0	

\* Полудлина образца. \*\* Среднее значение  $K_{Ic}$ , установленное путем растяжения цилиндрического образца с кольцевой трещиной.

Т а б л и ц а 2.97. Статическая ( $K_{Ic}$ ) и циклическая ( $K_{Ifc}$ ) трещиностойкость алюминиевых сплавов при комнатной температуре [167]

Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{Ic}$ МПа $\sqrt{м}$	$K_{Ifc}$ МПа $\sqrt{м}$	Марка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{Ic}$ МПа $\sqrt{м}$	$K_{Ifc}$ МПа $\sqrt{м}$
B95 (T1)	570	29,6	29,1	AK4-1 (T1)	400	21,6	21,1
B96ц (T1)	590	24,2	24,5	AB (T1)	280	27,5	33,7
D16 (T1)	380	28,6	29,7	AD33 (T1)	280	33,4	46,6

Т а б л и ц а 2.98. Трещиностойкость, установленная по методике [193] и определенная через  $J_{Ic}$  ( $J_{Ic} = \frac{1 - \mu^2}{E} K_{Ic}$ )

Материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	Схема нагружения	$K_{Ic}$ , МПа $\sqrt{м}$		Источ- ник
			по мето- дике [148]	через $J_{Ic}$	
Сталь 4340	1200	Балочный трехточеч- ный изгиб	108	91,4—114,7	[194]
Сталь Ni — Cr — Mo	1200	То же	99,2	102,3	[195]
	1130	» »	79	70,7	[195]
Сталь BS1956AC—1Cr	460	» »	48	42,7—51,7	[196]
Сталь A533B	480	Внецент- ренное рас- тяжение	150	129,6—141	[197]
	480	То же	153	158	[198]

Материал	$\sigma_{0,2}$ , МПа	Схема нагружения	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$		Источник
			по методике [148]	через $J_{Ic}$	
Сталь 10СД9-10	588	» »	102,3	105	[199]
Алюминиевый сплав 7005	343	» »	53,6	48,3	[200]
Алюминиевый сплав 2219	490	» »	35,7	30	[201]

Т а б л и ц а 2.99. Трещиностойкость стали 1Х2М1, установленная экспериментально ( $K_{Ic}^g$ ) и расчетным путем по зонам пластичности ( $K_{Ic}^p$ ) [184]

Номер образца	$l$ , мм	$l_i$ , мм	Результаты эксперимента		
			$r_y$ , мм	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	
				по диаграмме	по микротвердости
1	82	16,45	0,77	68,5	61,4
2	60	27,8	0,80	70,4	62,3
3	40	19,3	1,08	74,4	72,8
4	30	13,85	1,30	82,4	80,0
5	20	8,5	2,50	88,0	110,7

П р и м е ч а н и е. Механические характеристики:  $\sigma_{0,2} = 510$  МПа;  $\sigma_B = 650$  МПа;  $K_{Ic} = 67,3$  МПа ·  $\sqrt{м}$ .

Т а б л и ц а 2.100. Трещиностойкость конструкционных сталей при различных отношениях длины цилиндрического образца ( $L$ ) к его диаметру ( $D$ ) [16]

Марка	Режим термообработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$D$ , мм	$\frac{L}{D}$	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	
								трехточечный изгиб	четырёхточечный изгиб
40Х	Закалка 1133К + отпуск 573 К	1485	1685	8	34	14	6	...	34,2
							8	...	33,0
							10	...	35,1
							12	...	36,3
							14	...	34,7

Марка	Режим термо- обработки	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\varphi$ , %	$D$ , мм	$\frac{2L}{D}$	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$	
								трех- точечный изгиб	четыре- точечный изгиб
40X	Закалка 1133 К + отпуск 673 К	1380	1550	10	51	18	6	35,1	52,0
							8	51,9	54,3
							10	53,0	52,8
							12	51,2	52,6
							14	42,0	51,5
45XH2MФА	Отпуск 673 К	1490	1680	12	42	20	6	47,0	65,0
							8	64,1	66,2
							10	65,0	66,3
							12	63,2	65,8
							14	57,3	64,8

Т а б л и ц а 2.101. Трещиностойкость технически чистого (ВМП-С) и упрочненного тугоплавкими окислами (ВМП-3, ВМП-4) вольфрама [202]

Марка	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$ , при $T$ , К				
	293	473	773	873	1073
ВМП-3	10,9±2,2	18,6±2,5	28,8±2,5	...	41,2±2,2
ВМП-4	19,5±2,5	27,9±2,3	37,8±2,4	...	49,9±2,5
ВМП-С	9,9±2,0	13,5±1,0	28,8±1,2	47,4±6,0	41,9±1,1

Марка	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$ , при $T$ , К				
	$T_{xp}^*$	1673	1873	2073	2273
ВМП-3	48,7±1,5	26,0±1,5	18,6±1,2	13,7±1,2	11,5±0,8
ВМП-4	55,2±2,0	33,8±1,5	22,6±1,4	...	11,5±0,7
ВМП-С	29,5±1,0	19,5±0,8	15,2±0,9	10,9±0,8	7,8±0,5

\*  $T_{xp}$  — температура хрупкости.

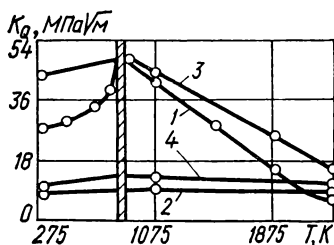


Рис. 2.99. Температурные зависимости коэффициента интенсивности напряжений  $K_Q$  металллокерамического вольфрама (компактные стандартные образцы толщиной 6 мм, испытание в вакууме):

1 — исходный материал в состоянии поставки с ячеистой структурой деформации; 2 — рекристаллизованный отжиг (нагрев до 2475 К, выдержка в течение 1 ч, охлаждение с печью); 3 — термообработанный; 4 — рекристаллизованный после термообработки [203].

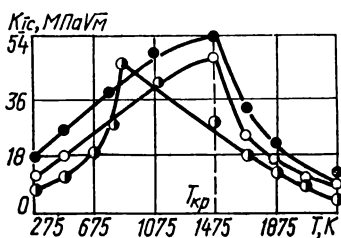


Рис. 2.100. Зависимость трещиностойкости вольфрама от температуры:

1 — технически чистый вольфрам ВМП-С; 2 — ВМП-3, упрочненный тугоплавкими оксидами; 3 — ВМП-4, упрочнение то же [202].

Т а б л и ц а 2.102. Химический состав порошков и процентное соотношение элементов в композициях [210]

Материал	Содержание элементов, %											
	Fe <sub>общ</sub>	Fe <sub>m</sub>	C	Si	Mn	S	P	O <sub>2</sub>	Cr	Ni	Гі	Cd
<i>Порошки</i>												
Железный порошок повышенной чистоты	99,64	99,41	0,03	—	0,03	0,018	0,006	0,55	—	—	—	—
Технически чистое железо	98,5	—	0,08	0,20	0,5	0,05	0,02	0,5	—	—	—	—
Порошок ПХ30	Основа	—	0,10	0,12	0,18	0,007	0,012	—	30,5	0,12	0,03	0,28
<i>Композиции</i>												
Fe—C	99,3 % ПЖ1М + 0,7 % C (Fe + 0,7 % C)											
Fe—Cr	70 % ПЖ1М + 30 % ПХ30 (Fe + 9 % Cr)											
Fe—C—Cr	69,3 % ПЖ1М + 0,7 % C + 30 % ПХ30 (Fe + 0,7 % C + 9 % Cr)											

П р и м е ч а н и е. Зависимость трещиностойкости спеченных материалов от технологических факторов см. на рис. 2.106, 2.107, 2.108, 2.109.

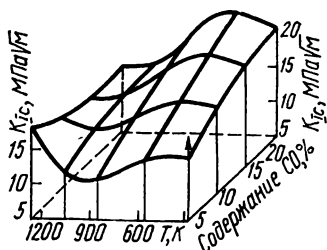


Рис. 2.101. Зависимость трещиностойкости вольфрамо-кобальтовых твердых сплавов от содержания кобальта и температуры испытания (средний диаметр зерна WC 3,9 мкм) [89].

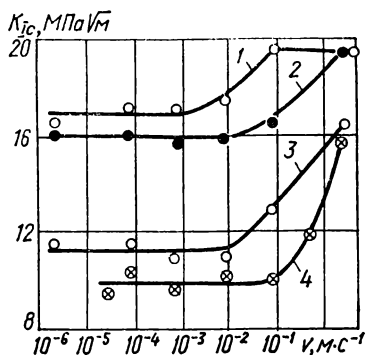


Рис. 2.102. Зависимость трещиностойкости вольфрамо-кобальтовых твердых сплавов от скорости нагружения:  
1 — ВК25; 2 — ВК15; 3 — ВК10; 4 — ВК6 [89].

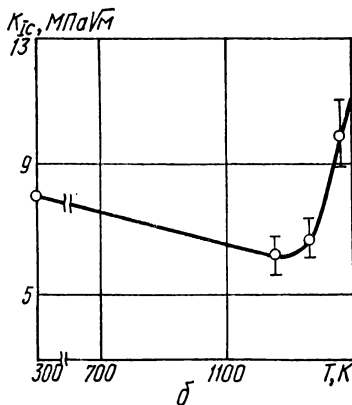
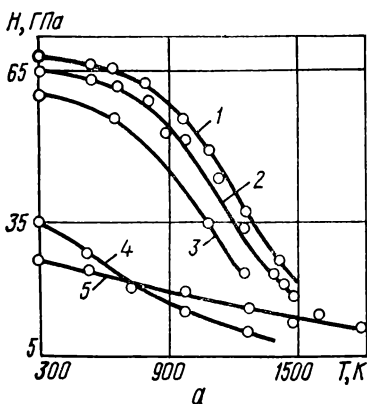
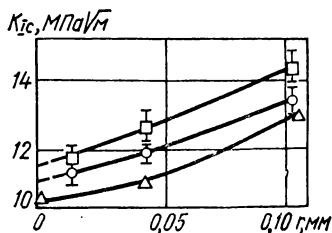


Рис. 2.103. Зависимость твердости (индентор Кнуппа) кристаллов природных и синтетических алмазов, кубонита и спека бора (а) и трещиностойкости кристалла природного алмаза (б) от температуры нагрева:  
1, 2 — природный алмаз, плоскость (001) в направлениях соответственно (100) и (110); 3 — синтетический алмаз, плоскость (100) в направлении (110); 4 — кубонит; 5 — спека карбида бора [91].

Рис. 2.104. Зависимость трещиностойкости сплавов, используемых в буровом инструменте, от радиуса закругления исходного надреза:

□ — ВК8-ВК (I); ○ — ВК8-ВК (II); △ — ВК6-ОМ. I, II — две разные поставки сплава [204].



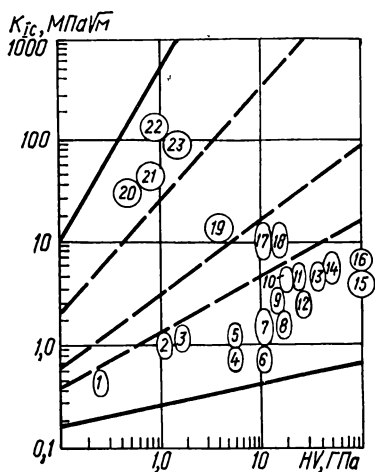


Рис. 2.105. Соотношение трещиностойкости  $K_{Ic}$  и твердости по Виккерсу  $HV$  для некоторых материалов [89]:

1 — NaCl; 2 — ZnSe; 3 — ZnS; 4 —  $SiO_2$ ; 5 —  $MgF_2$ ; 6 — Si (м); 7 —  $MgO$ ; 8 — шпинель; 9 —  $ZrO_2$ ; 10 — SiC; 11 —  $Al_2O_3$  (м); 12 —  $Al_2O_3$  (к); 13 —  $Si_3N_4$ ; 14 —  $B_4C$ ; 15 — синтетический алмаз ACE (пл. <111>); 16 — природный алмаз; 17 — WC — Co; 18 — WC — TiC — Co; 19 — инструментальная сталь; 20 — латунь, бронза; 21 — алюминиевые сплавы; 22 — высоколегированные стали; 23 — углеродистые конструкционные стали. (м — монокристалл; к — керамика).

Таблица 2.103. Зависимость трещиностойкости твердого сплава WC — Co от условий инициирования источника разрушения и метода испытаний [205]

Способ создания источника разрушения	$K_{Ic}$ , МПа · √м
Механический V-образный надрез	18,0
Электроискровой надрез проволокой диаметром, мм	
0,025	11,9
0,06	11,9
Получение трещины электрическим разрядом	11,4
Получение трещины способом надрыва	10,3
Инициирование клиновым индентором	9,8
Электроискровой надрез на дисковых образцах	9,6
Электроискровой надрез проволокой диаметром 0,06 мм с последующим выращиванием усталостной трещины	8,4
Инициирование индентором Кнуппа	6,9
	5,6

Примечание. Сплав WC — Co содержит 6 % Co и характеризуется модулем упругости  $E = 0,613 \pm 0,645$  ГПа и средним размером зерен  $d = 0,7 \pm 2,6$  мкм.



**Т а б л и ц а 2.104. Трешиностойкость твердого сплава WC — Co при высоких температурах [205]**

Температура, К	$K_{Ic}$ МПа · √м	$\bar{K}_{Ic}$ МПа · √м	$\Delta K$ , %	Температура, К	$K_{Ic}$ МПа · √м	$\bar{K}_{Ic}$ МПа · √м	$\Delta K$ , %
293	10,61 11,14 11,34 10,95	11,01	2,80	873	8,86 9,13 9,62 9,77	9,34	4,50
573	10,89 10,53 10,93	10,78	2,04	1073	12,10 12,28 12,21 12,05	12,16	0,85

Примечание. Высокотемпературный нагрев образцов размером 5 × 5 × 36 мм осуществлялся оптической нагревательной печью.

**Т а б л и ц а 2.105. Трешиностойкость вольфрама при различных температурах [206]**

Состояние материала	$K_{Ic}^{**}$ МПа √м, при T, К								
	293	473	673	773	873	1073	1473	1873	2273
Исходный	27,5	31	34,5	40	50	46	28	15	6,5
Рекристаллизованный (отжиг при 2473 К, 1 ч) *	7	...	...	...	...	7	7	...	7

\* Образцы толщиной 6 мм подвергались внецентренному растяжению.

\*\* Изменение времени выдержки при высокотемпературном отжиге в диапазоне 10—80 мин не влияло на трещиностойкость [207].

**Т а б л и ц а 2.106. Зависимость прочности и трещиностойкости кристаллов кремния от степени деформации [208]**

Степень деформации, %	$HV$ , ГПа	$K_{Ic}$ МПа · √м	Температура хладноломкости, К	Эффективная энергия разрушения, Дж · м <sup>-2</sup>
Монокристалл исходный	11,2	1,25	1143	2,3
9	11,6	1,34	1123	2,66
17	12,1	1,44	1173	3,1
28	13,0	1,5	1193	3,34

Примечание. В качестве температуры хладноломкости принимали минимальную температуру, при которой разрушению предшествовала макроскопическая пластическая деформация.

Т а б л и ц а 2.107. Зависимость прочности и трещиностойкости нитрида кремния  $\text{Si}_3\text{N}_4$  от метода синтеза [209]

Метод синтеза исходного $\text{Si}_3\text{N}_4$	Плотность, $\text{кг} \cdot \text{м}^{-3}$	Содержание элементов, %			Прочность при изгибе, МПа	$K_{IC}$ , $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$	Стойкость при резании стали 45 до износа 0,6 мм, мин
		Si-общ	N	При-меси			
Печной синтез (ПС)	3390	59,2	36,1	5,8	550	5,3	70—73
Химическая очистка (ПСО)	3370	59,9	37,5	3,6	610	5,4	115—140
Плазмохимический синтез (ПХС)	3480	58,2	33,5	13,9	640	6,2	110—125
Самораспространяющийся высокотемпературный синтез	3260	58,7	36,5	4,2	410	4,2	40—57

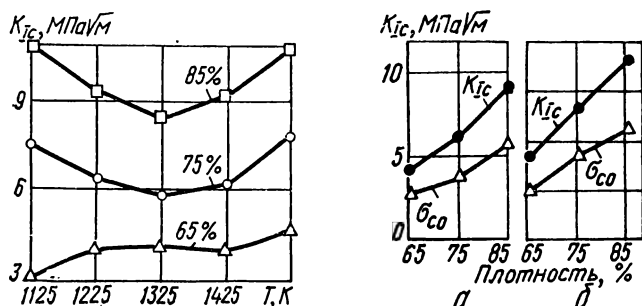


Рис. 2.106. Зависимость трещиностойкости спеченного железа повышенной чистоты от температуры спекания при различных значениях плотности.

Химический состав см. в табл. 2.102 [210].

Рис. 2.107. Зависимость характеристик сопротивления разрушению образцов из спеченного железа повышенной чистоты от плотности при температуре спекания 1223 К (а) и 1523 К (б).

Химический состав см. в табл. 2.102 [210].

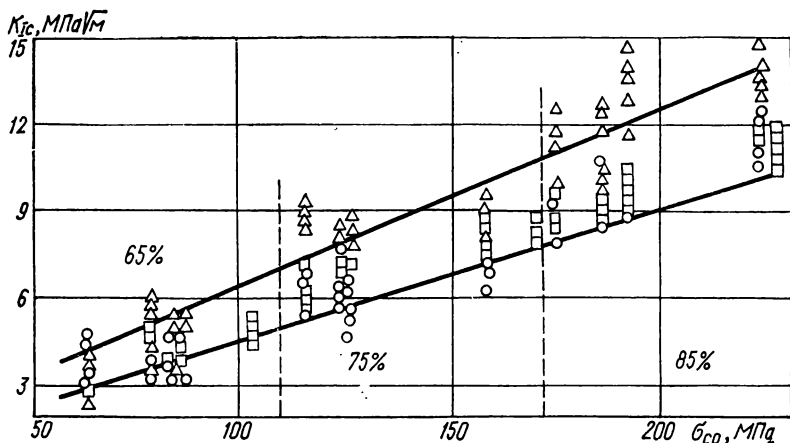


Рис. 2.108. Зависимость трещиностойкости  $K_{Ic}$  от прочности при изгибе образцов из спеченного железа с усталостной трещиной ( $\Delta$ ) и острым надрезом радиусом 0,1 мм ( $\square$ ) и 0,07 мм ( $\circ$ ).

Образцы прессовали на гидравлическом прессе до плотностей 65, 75 и 85%. Температура спекания в среде диссоциированного аммиака — от 1123 до 1523 К [210].

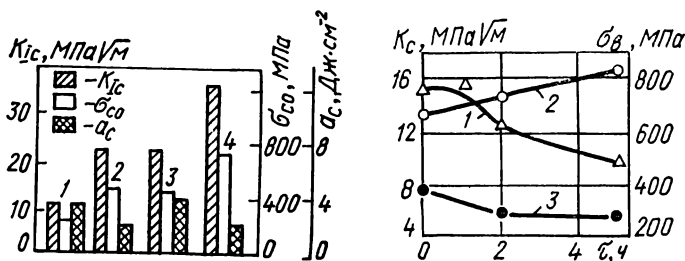


Рис. 2.109. Характеристики трещиностойкости ( $K_{Ic}$ ,  $a_c$ ) и предел прочности при изгибе образцов с острым надрезом железа, спеченного при 1523 К, и композиций, содержащих добавки углерода и хрома, при 85 % плотности:

1 — Fe; 2 — Fe + 9 % Cr; 3 — Fe + 0,7 % C; 4 — Fe + 0,7 % C + 9 % Cr [210].

Рис. 2.110. Зависимость прочности (1) и трещиностойкости (2 и 3) композиционного материала алюминий — бор с надрезом, ориентированным соответственно перпендикулярно и параллельно направлению волокон, от времени выдержки при 823 К.

Композиционный материал с матрицей из алюминиевого сплава М40, упрочняющая фаза волокна бора диаметром 140 мкм. Материал получали методом горячей прокатки вдоль направления волокон сборных пакетных заготовок из плазменно напыленных монологит. Содержание волокон составляло 35 % по объему [211].

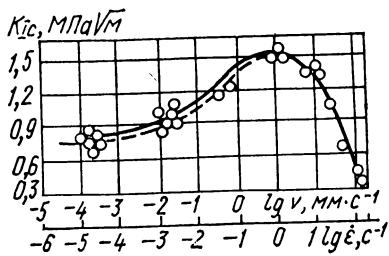
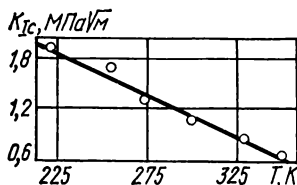


Рис. 2.111. Зависимость трещиностойкости от температуры ПММА [212].

Рис. 2.112. Зависимость трещиностойкости ПММА от скорости деформирования  $\dot{\epsilon}$  и от скорости развития трещины  $v$  [212].

Точки — эксперимент; штрих — зависимость из работы [213].

## 2.4. Влияние водорода

Таблица 2.108. Чувствительность титановых сплавов к водородной хрупкости [215]

Марка	Термообработка	$K_{C'}$ МПа · √м	$K_{CU}$ , Дж · см <sup>-2</sup>	$K_{C'}$	$K_{CU}$
				МПа · √м	Дж · см <sup>-2</sup>
				содержание водорода 0,05 % по массе	
BT1	Отжиг	50,2	161	27,6	4,9
BT5	»	79,4	78,5	47,4	29,4
BT5-1	»	77,2	50,9	55,5	44,1
OT4	»	84,7	63,8	26,4 *	4,9
BT3-1	Закалка + старение	46,5 *	19,6	33,5 *	13,5
	Отжиг	51,5 *	29,4	31,9 *	15,8
BT6	Закалка + старение	86,2	39,2	21,5	31,4
	Отжиг	96,8	52,0	89,6	46,1
BT30	Закалка + старение	85,3	27,0	79,4	22,1

Примечание. Отжиг проводили при температуре 1073 К, 2 ч, охлаждение со скоростью 50 град/ч, закалку — от 973 К, вода, старение — 863 К, 8 ч.

\* Значения  $K_{IC}$ .

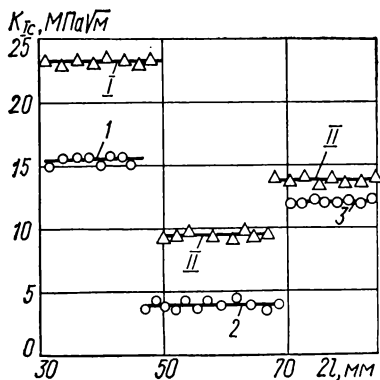


Рис. 2.113. Зависимость трещиностойкости стали У8 от условий испытаний с учетом термообработки: I, 1 — испытания на воздухе; II, 2 — после электролитического наводороживания (20 %-ный раствор серной кислоты, плотность тока 800 А · м<sup>-2</sup>, 2 ч); III, 3 — после старения ( $T = 423$  К, 2 ч); ○ — отпуск при 323 К; △ — отпуск при 573 К [214].

Рис. 2.114. Зависимость  $K_{Ic}$  от температуры отпуска стали У8 на воздухе (1) и после наводороживания (2).

Режим наводороживания см. на рис. 2.113 [214].

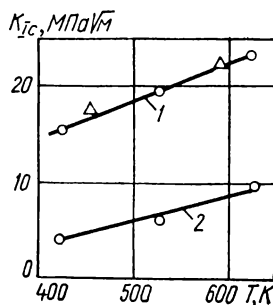
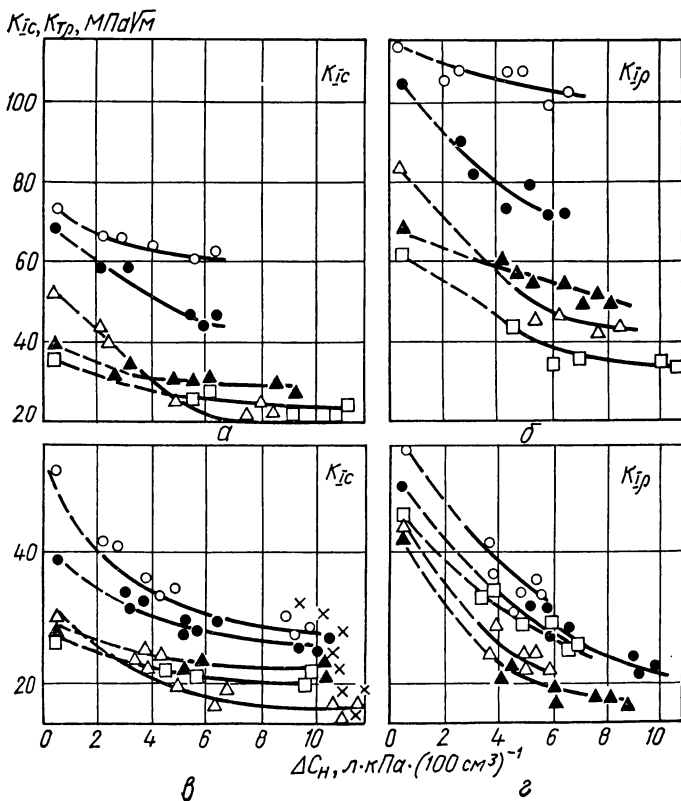


Рис. 2.115. Зависимость трещиностойкости  $K_{Ic}$  (а) и  $K_{Ip}$  (б) ( $K_{Ip}$  определяется как  $K_{Ic}$ , но на образцах с конструктивным концентратором) сталей 40ХН3А, (а, б) и 60ХС (в, г) (закалка, отпуск при 673 К) от концентрации водорода  $\Delta C_H$ , поглощенного в результате наводороживания, при температуре 273 К (○), 293 К (●), 253 К (△), 213 К (▲) и 77 К (□).

Наводороживание — катодная поляризация 1 ч, плотность тока в диапазоне 50—1000 А · м<sup>-2</sup>; крестиками обозначены точки, соответствующие максимальному наводороживанию образцов за 2 ч;  $\Delta C_H$  оценивали по разнице объемов газов, выделившихся из наводороженных и ненаводороженных образцов [93].



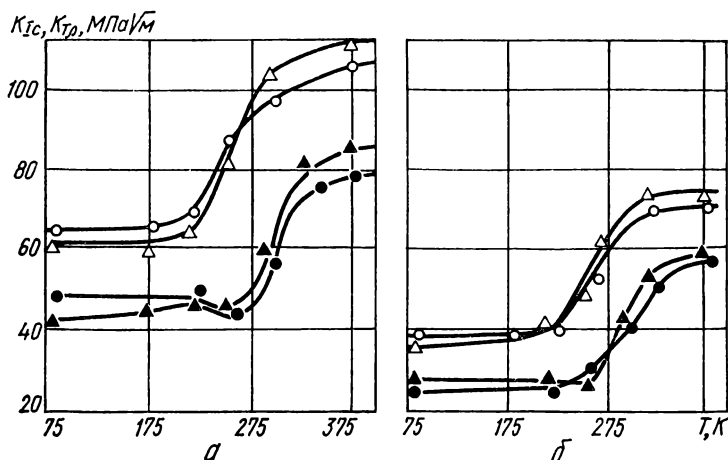


Рис. 2.116. Зависимость характеристик трещиностойкости стали 40ХН3А (закалка, отпуск при 673 К) от температуры:  
 а —  $K_{Ic}$  ( $\Delta$ ,  $\blacktriangle$ ),  $K_{Ip}$  ( $\circ$ ,  $\bullet$ ); б —  $K_{Ic}$  ( $\Delta$ ,  $\blacktriangle$ ),  $K_{Ic}$  ( $\circ$ ,  $\bullet$ );  $\bullet$ ,  $\blacktriangle$  — наводороженные образцы, при  $\Delta C_H = 5,2 \text{ л} \cdot \text{кПа} \cdot (100 \text{ см}^3)^{-1}$ ;  $\circ$ ,  $\Delta$  — ненаводороженные образцы [93].

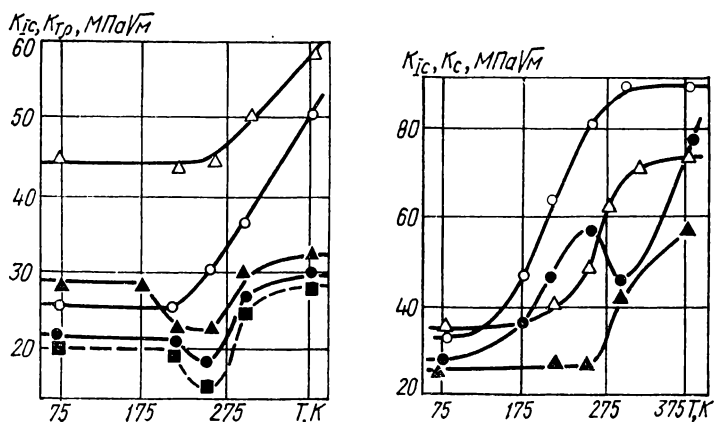


Рис. 2.117. Зависимость характеристик  $K_{Ic}$  ( $\circ$ ,  $\bullet$ ) и  $K_{Ip}$  ( $\Delta$ ,  $\blacktriangle$ ) наводороженной ( $\bullet$ ,  $\blacktriangle$ ) при  $\Delta C_H = 5,2 \text{ л} \cdot \text{кПа} \cdot (100 \text{ см}^3)^{-1}$  и ненаводороженной ( $\circ$ ,  $\Delta$ ) стали 60ХС (закалка, отпуск при 673 К) от температуры. Штриховая линия соответствует граничному водородному охрупчиванию [93].

Рис. 2.118. Зависимость характеристик трещиностойкости  $K_c$  ( $\circ$ ,  $\bullet$ ) и  $K_{Ic}$  ( $\Delta$ ,  $\blacktriangle$ ) наводороженной ( $\bullet$ ,  $\blacktriangle$ ) при  $\Delta C_H = 5,2 \text{ л} \cdot \text{кПа} \cdot (100 \text{ см}^3)^{-1}$  и ненаводороженной ( $\circ$ ,  $\Delta$ ) стали 40ХН3А (закалка, отпуск при 673 К) от температуры [93].

Рис. 2.119. Зависимость трещиностойкости промышленных титановых сплавов от содержания водорода.

Сплавы ВТ6 и ВТ3-1 в термически упрочненном состоянии [215].

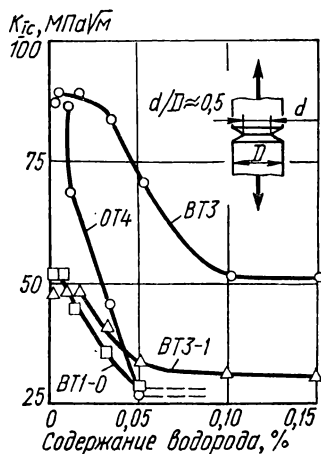


Таблица 2.109. Зависимость трещиностойкости титанового сплава ОТ4 от содержания водорода [215]

Схема испытания	$K_{Ic}$ МПа·√м		Разброс значений для сплава с 0,003 % H <sub>2</sub>	Количество образцов
	Сплав с 0,003 % H <sub>2</sub>	Сплав с 0,05 % H <sub>2</sub>		
Растяжение цилиндрического образца с кольцевым надрезом	81,2	21	80,6—83,1	5
Растяжение цилиндрического образца с усталостной трещиной	84,7	26,4	75,7—90,5	4
Внецентренное растяжение плоских образцов	84,9	26,4	76,9—93,0	3

Таблица 2.110. Зависимость трещиностойкости алюминиевых сплавов системы Al — Zn — Mg — Cu с Co + Zr в массивных штампках ( $d = 190$  мм) от содержания водорода и окислов [217]

Вариант	Концентрация водорода, см <sup>3</sup> · кг <sup>-1</sup>				Содержание Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , в штампке, %	Способ по- лучения заготовки	Направление разру- шения образцов	σ <sub>0,2</sub> , МПа	σ <sub>B</sub> , МПа	δ, %	K <sub>1C</sub> , МПа · √м
	в слитке	в штампке									
		центр	пери- ферия								
1	5,20—5,80	2,30	1,12	0,0056	Осадка в штампе	ПД ВД	460 420	510 425	12,4 2,9	... 19,1	

Вариант	Концентрация водорода, см <sup>3</sup> кг <sup>-1</sup>				Содержание Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> в штамповке, %	Способ получе- ния заго- товки	Направление разру- шения образцов	σ <sub>0,2</sub> , МПа	σ <sub>В</sub> , МПа	δ, %	K <sub>IC</sub> , МПа√м
	в слитке	в штам- повке									
		центр	пери- ферия								
2	3,80—4,10	1,20	1,17	0,0048	Осадка в штампе	ПД	470	505	11,8	27,2	
	3,80—4,10	1,20	1,17	0,0048	Свобод- ная ковка	ВД	460	500	8,0	24,0	
3	1,00—1,20	1,00	0,80	0,0084	Осадка в штампе	ПД	470	520	14,1	30,3	
	1,00—1,20	1,00	0,80	0,0084	Свобод- ная ковка	ВД	440	485	7,6	23,1	
	1,00—1,20	1,00	0,80	0,0084	Свобод- ная ковка	ВД	460	510	12,5	28,2	
							430	470	7,3	22,0	

Таблица 2.111. Трещиностойкость стали 40Х в вакууме (13,0 мкПа) и газообразном водороде ( $P = 0,1$  МПа) [218]

Характеристи- ка	473 К		573 К		673 К	
	вакуум	H <sub>2</sub>	вакуум	H <sub>2</sub>	вакуум	H <sub>2</sub>
$K_{IC}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$	30,1	30,1	35,7	35,7	51,2	51,2
$K_{th}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$	24,8	12,7	27,9	17,9	38,8	28,5

Примечание. Режим термообработки: закалка при 1173 К, отпуск при 473, 573, 673 К.

Таблица 2.112. Предельные характеристики сопротивления разрушению стали Х15Н5Д2Т ( $K_c$ ,  $K_{IC}$ ,  $K_{ICN}$ ) при концентрации д. п. в. от 1,5 до 31 см<sup>3</sup> · кг<sup>-1</sup> и температуре от 198 до 288 К [216]

Состояние	$c$ , см <sup>3</sup> · кг <sup>-1</sup>	$T$ , К	$K_{IC}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$	$K_{ICN}$ (базе 300 ч), МПа $\cdot \sqrt{м}$
А	18—22	288	...	31,5
	31	233	70,5	...
	...	198	61,5	...
Б	4,5	288	...	75
	8,0	288	...	39
	9,2	233	84	...
В	...	198	57	...
	1,5	288	...	138
	2,5	288	138	...
	...	233	85,5	...
	...	198	61,5	...

Примечание. 1.  $K_{ICN}$  — предел длительной трещиностойкости, при котором прирост трещины за 300—400 ч был близок к нулю. 2. Д. п. в. — диффузионноподвижный водород. 3. Состояния А, Б, В см. в подписи к рис. 2.120.



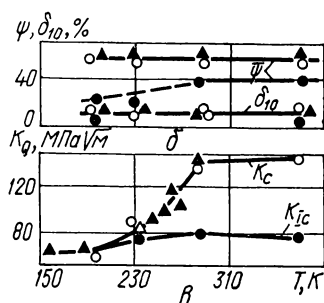
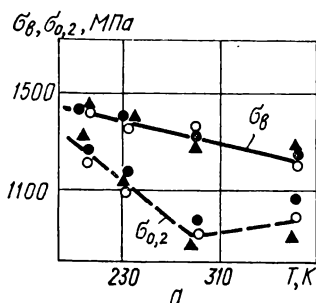


Рис. 2.120. Зависимость характеристик прочности (а), пластичности (б) и трещиностойкости (внецентренное растяжение,  $t = 25$  мм) (в) стали X15H5D2T в связи с содержанием диффузионно-подвижного атомарного водорода от температуры:

● — состояние А,  $C_H = (18 \pm 31) \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 \cdot \text{кг}^{-1}$ , термообработка: отжиг 923 К, 2 ч, закалка 1273 К в воде, отпуск 623 К, 2 ч, старение 698 К, 3 ч; ○ — состояние В,  $C_H = (4,5 \pm 9,2) \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 \cdot \text{кг}^{-1}$ , термообработка в увеличенной до 30 ч продолжительностью отпуска при 623 К после закалки; △ — состояние В,  $C_H = (1,5 \pm 2,5) \cdot 10^{-6} \text{ м}^3 \cdot \text{кг}^{-1}$  — термообработка, предусматривающая дополнительный отпуск при 793 К, 50 ч перед закалкой, отпуск 423 К, 62 ч после закалки. Скорость деформирования  $8,3 \cdot 10^{-9} \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$  [216].

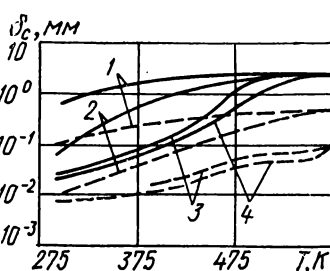
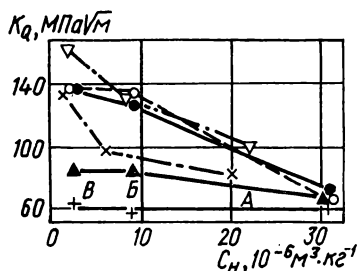


Рис. 2.121. Зависимость трещиностойкости стали X15H5D2T от содержания диффузионно-подвижного водорода, условий нагружения и температуры:

▽ —  $t = 50$  мм;  $T = 288$  К; скорость нагружения  $820 \text{ Н} \cdot \text{с}^{-1}$ ; ○ —  $t = 25$  мм;  $T = 373$  К; ● —  $t = 25$  мм;  $T = 288$  К; △ —  $t = 25$  мм;  $T = 233$  К; + —  $t = 25$  мм;  $T = 198$  К; × —  $t = 25$  мм;  $T = 258$  К. Скорость деформации: × —  $8,3 \cdot 10^{-4} \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$ ; ○, ●, △, + —  $8,3 \cdot 10^{-3} \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$ . Состояние А, Б, В см. на рис. 2.120 [216].

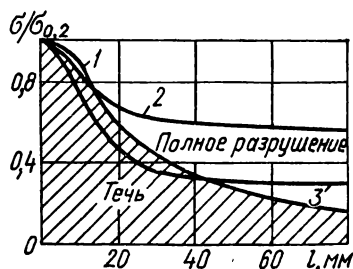
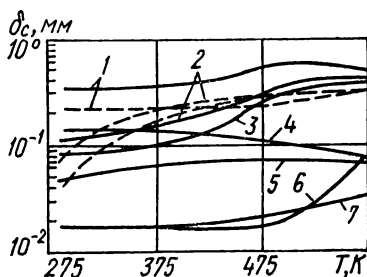
Рис. 2.122. Зависимость величины раскрытия трещины от температуры для циркалоя-2 (сплошные линии — без облучения, штриховые — облучение  $(2,9 \pm 9,3) \cdot 10^{20}$  нейтрон  $\cdot \text{см}^{-2}$ ):

1 — 0,002 %  $\text{H}_2$ ; 2 — 0,02 %  $\text{H}_2$ ; 3 — 0,04 %  $\text{H}_2$ ; 4 — 0,08 %  $\text{H}_2$  [220].

**Т а б л и ц а 2.113. Зависимость критического раскрытия трещины циркониевого сплава от содержания водорода и направления разрушения [219]**

Направление движения трещины	Содержание $H_2$ , %	$\delta_c$ , мм
Осевое	0	0,30
	0,02	0,15
	0,05	0,10
Тангенциальное	0	0,24
	0,02	0,13
	0,05	0,13
Радиальное	0	0,09
	0,02	0,05
	0,05	0,04

П р и м е ч а н и я. 1. Сплав с содержанием 2,5 % Nb термически обработан при 823 К, 5 ч. 2.  $\delta_c$  определяли при движении трещины в осевом (вдоль трубы), тангенциальном (поперек) и радиальном (по толщине трубы) направлениях на образцах, вырезанных из труб наружным диаметром 88 и 63 мм и толщиной стенки 4 мм.



**Рис. 2.123. Зависимость величины раскрытия трещины от температуры для основного металла сплава Zr — 2,5 % Nb (сплошные линии) и металла шва Zr — 1 % Nb (штриховые линии):**

1 — без наводороживания; 2 — 0,02 %  $H_2$ ; 3 — 0,05 %  $H_2$ ; 4, 5 — 0,002 %  $H_2$  без облучения и с облучением  $1,1 \cdot 10^{21}$  нейтрон  $\cdot$  см $^{-2}$  соответственно; 6, 7 — 0,05 %  $H_2$ , без облучения и с облучением  $1,1 \cdot 10^{21}$  нейтрон  $\cdot$  см $^{-2}$  соответственно. 1—3 — данные работы [219], 4—7 — данные работы [221].

**Рис. 2.124. Диаграмма сопротивления разрушению сплава Zr — 2,5 % Nb в исходном состоянии:**

1 — сквозные трещины; 2, 3 — поверхностная трещина глубиной 2 и 3 мм соответственно [219].

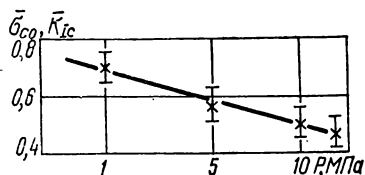
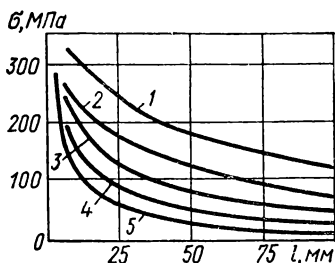


Рис. 2.125. Диаграмма сопротивления разрушению циркониевых сплавов в наводороженном и облученном состояниях:

1, 2, 3, 4 — поверхностная трещина глубиной соответственно 1; 1,5; 2 и 3 мм; 5 — сквозная трещина. Расчет проведен исходя из зависимостей  $\delta_c$  от наводороживания и облучения (см. рис. 2.122 и 2.123) для наихудших условий (температура 293 К, наводороживание до 0,04 %, облучение до  $10^{21}$  нейтрон  $\cdot$  см $^{-2}$ ) [219].

Рис. 2.126. Зависимость предела прочности надрезанных образцов  $\bar{\sigma}_\infty$  и трещиностойкости  $\bar{K}_{IC}$  стали 07X16H6 от давления водорода при 293 К.

Режим термообработки: закалка 1273 К в воде, обработка холодом при 203 К в течение 3 ч, отпуск при 683 К, 1 ч [223].

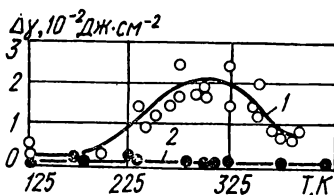
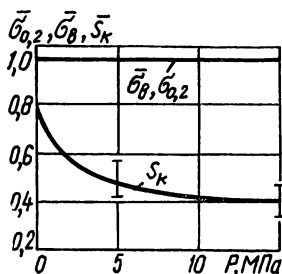


Рис. 2.127. Зависимость предела текучести  $\bar{\sigma}_{0,2}$ , предела прочности  $\bar{\sigma}_b$  и истинного сопротивления разрыву  $\bar{S}_K$  гладких образцов стали 07X16H6 от давления водорода при 293 К.

Режим термообработки: закалка 1273 К в воде, обработка холодом при 203 К в течение 3 ч, отпуск при 683 К, 1 ч [223].

Рис. 2.128. Зависимость уменьшения эффективной поверхностной энергии стали У8А (закалка, отпуск при 473 К) в газообразном водороде (1) и гелии (2) от температуры [224].

## 2.5. Влияние коррозионных сред

Таблица 2.114. Коррозионная трещиностойкость алюминиевого сплава В93пч в 3 %-ном растворе NaCl [234]

Закалка при $T, K$		Режим термообра- ботки	Искусственное старение				$K_{Isc}$ МПа $\cdot \sqrt{м}$		$K_{Iscsc}$ МПа $\cdot \sqrt{м}$	
			I ступень		II ступень					
			$T, K$	$t, ч$	$T, K$	$t, ч$	ПД	ДП	ПД	ДП
печи	воды									
743	353	T1	393	3	438	4	27	30	16	19
		T3	393	3	438	8	30	34	19	22

Примечание. Значения  $K_{Iscsc}$  получены на базе испытаний 1500—2000 ч.

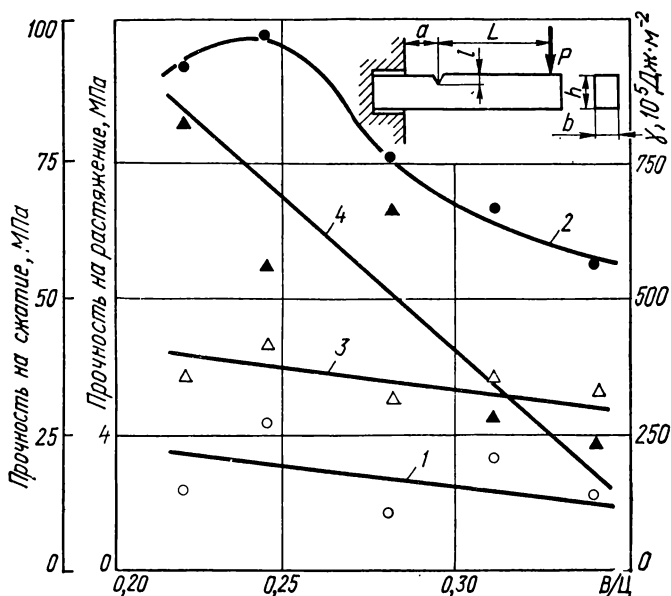


Рис. 2.129. Зависимость прочности на растяжение (1), сжатия (2), энергии разрушения (3, 4) от водоцементного отношения В/Ц (В — количество воды, Ц — количество цемента в единице объема цементного теста) водоцементного камня [225].

Технология изготовления образцов из шлакопортландцемента: цементное тесто укладывали в форму на лабораторной виброплощадке; частота вибрации 150 Гц, амплитуда 0,3 мм, продолжительность вибрации 3 мин. Часть образцов (4) подвергали термовлажной обработке в лабораторной камере пропаривания по следующему режиму: нагрев до 373 К в течение 2 ч, выдержка 4 ч, охлаждение 6 ч. Остальные образцы (3) в течение 28 суток выдерживали в воде при температуре 295—297 К. Перед испытанием пропаренные образцы сохраняли 8—10 дней в лабораторных условиях при 295—297 К и относительной влажности 70 %, а образцы, которые выдерживали в воде, вынимали из ванны и сохраняли в лабораторных условиях 2—3 суток. Марку цемента определяли по ГОСТ 310—60.

Рис. 2.130. Зависимость трещиностойкости композиционного материала алюминий — бор с надрезом, ориентированным перпендикулярно (1) и параллельно (2) направлению волокон от времени выдержки в 3 %-ном водном растворе NaCl [211].

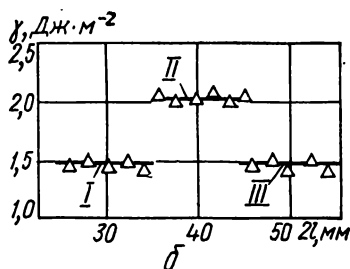
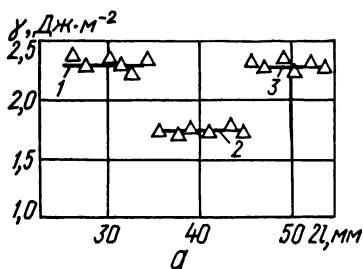
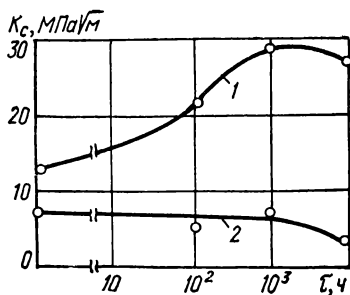


Рис. 2.131. Зависимость трещиностойкости силикатного стекла от среды на пути продвижения трещины:

1, 2, 3 — воздух лабораторного помещения — дистиллированная вода — воздух (а); 1, II, III — дистиллированная вода — воздух — дистиллированная вода (б) [85].

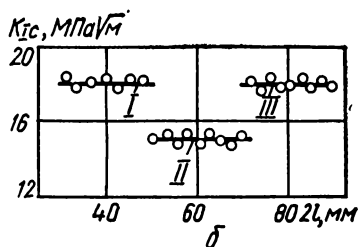
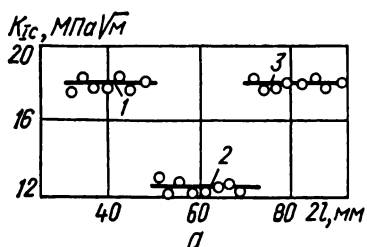


Рис. 2.132. Зависимость трещиностойкости стали У8 (закалка, отпуск 450 К) от среды на пути продвижения трещины:

1, 2, 3 — воздух — дистиллированная вода — воздух (а); 1, II, III — воздух — этиловый спирт — воздух (б) [226].

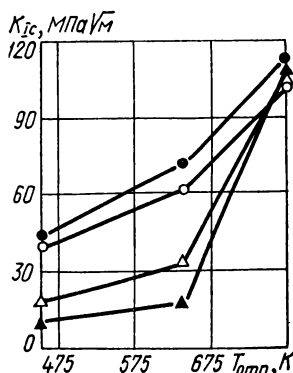
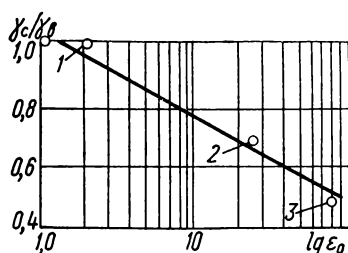


Рис. 2.133. Зависимость трещиностойкости  $\gamma_c/\gamma_b$  стали У8 (закалка, отпуск 450 К) от диэлектрической постоянной среды  $\epsilon_0$ :

1 — вазелиновое масло; 2 — этиловый спирт; 3 — дистиллированная вода [92]

Рис. 2.134. Зависимость трещиностойкости стали 40Х от температуры отпуска, длительности нагружения и среды:

○ — воздух, 50 ч; ● — воздух, 1000 ч; △ — морская вода, 50 ч; ▲ — морская вода, 1000 ч [227].

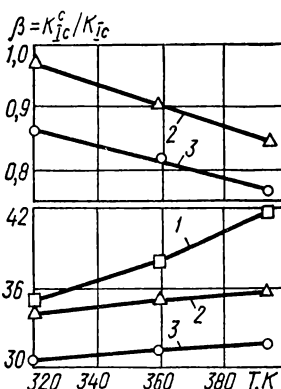
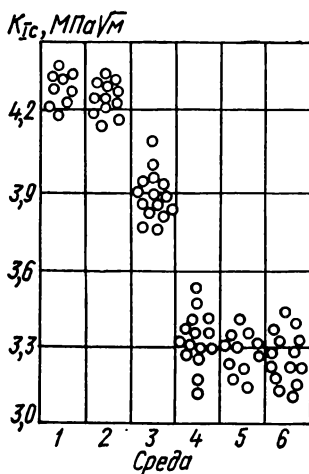


Рис. 2.135. Зависимость трещиностойкости стали У8А (отпуск 473 К), дегазированной в вакууме при 453 К, от среды:

1 — вакуум; 2 — вазелиновое масло; 3 — спирт; 4 — дистиллированная вода; 5 — 3 %-ный раствор NaCl; 6 — 2 %-ный раствор  $H_2SO_4$  [228].

Рис. 2.136. Зависимость  $K_{Ic}$  и  $\beta = K_{Ic}^c/K_{Ic}$  стали 50Х от температуры среды:

1 — воздух; 2 — изобутиловый спирт; 3 — дистиллированная вода. Режим термообработки: закалка 1113 К, отпуск 473 К, 2 ч [229].

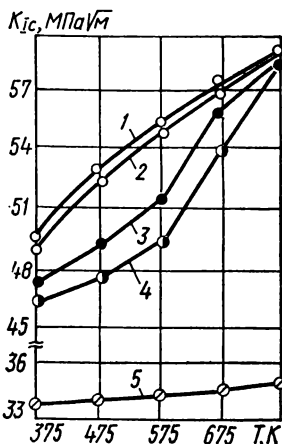
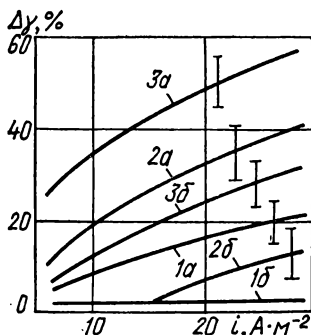


Рис. 2.137. Зависимость эффективной поверхностной энергии стали У8А (закалка, отпуск при 473 К) от плотности тока ионизации:

*a* — при отрицательном потенциале образца; *b* — при положительном потенциале образца; 1 — гелий, 2 — воздух, 3 — водород ( $\Delta\gamma = (\gamma_1 - \gamma_2)/\gamma_1 \cdot 100\%$ ), где  $\gamma_1$  — эффективная поверхностная энергия образца в вакууме,  $\gamma_2$  — в газе. Потенциалы ионизации и зажигания при давлении 133 Па соответственно равны: в водороде —  $2,2 \cdot 10^{-16}$  Дж и 295 В; в гелии —  $3,9 \cdot 10^{-18}$  Дж и 150 В; в воздухе — 330 В [230].

Рис. 2.138. Зависимость трещиностойкости термоупрочненной арматурной стали 20ГС2 в различных средах от температуры отпуска:

1 — воздух; 2 — раствор Са (ОН)<sub>2</sub>; 3 — дистиллированная вода; 4 — 3 %-ный раствор NaCl; 5 — влажный сероводород [231].

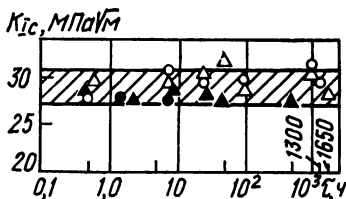
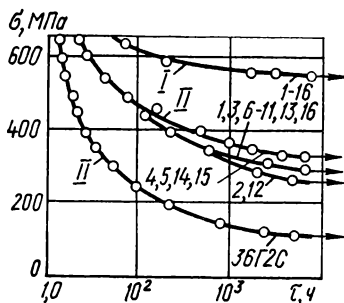


Рис. 2.139. Зависимость времени до разрушения в различных средах образцов стали, легированных различными добавками, от степени нагрузки:

*I* — 3 %-ный раствор NaCl, насыщенный H<sub>2</sub>S; *II* — 5 %-ный раствор HCl +  $10 \text{ г} \cdot \text{л}^{-1}$  FeS; цифры на кривых соответствуют составам сталей (см. табл. 2.49) [161].

Рис. 2.140. Зависимость  $K_{Ic}$  от длительности предварительного нагружения алюминиевого сплава 1201 статическими нагрузками:

○, ● и △, ▲ — для  $P_1 = 0,5P_*$  и  $P_1 = 0,8P_*$  после испытания в воздухе (○, △) и 0,3 %-ном водном растворе хромпика (●, ▲) соответственно [191].

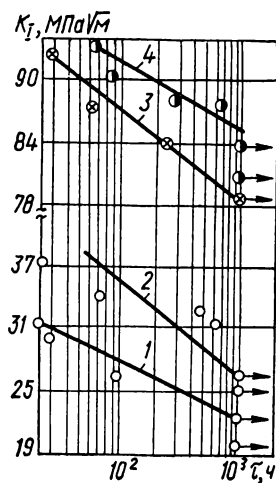
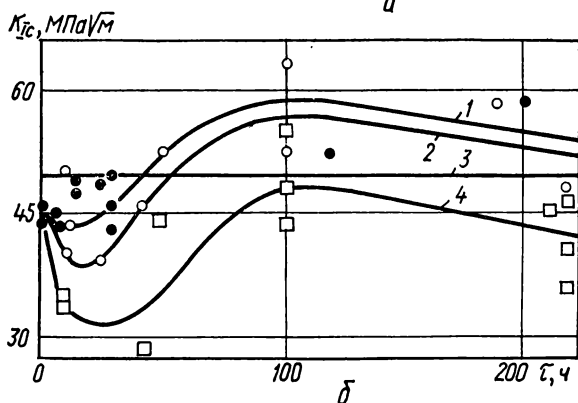
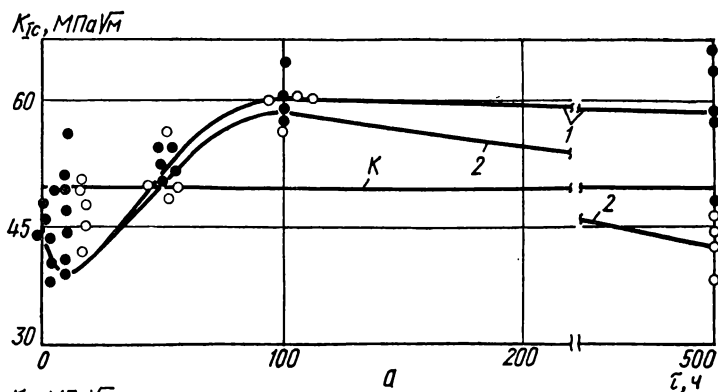


Рис. 2.141. Зависимость трещиностойкости от уровня и длительности предварительного нагружения для титанового сплава ВТ14 на воздухе (а) и в воде (б):

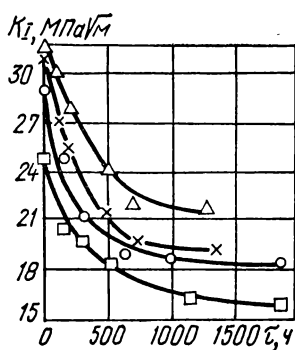
1 — нагрузка  $P_1 = 0,8P_*$ ; 2 — нагрузка  $P_2 = 0,4P_*$ ; 3 —  $P_3 = 0$ ; 4 —  $P_4 = 0,5P_*$  [232].

Рис. 2.142. Зависимость  $K_I - \tau$  для титановых сплавов АТ6 (1, 2) и АТ3 (3, 4) в 3 %-ном растворе NaCl с pH 1 (1, 3) и pH 6,5 (2, 4) [233].



Рис. 2.143. Зависимость коэффициента интенсивности напряжений от времени испытаний в 3,5 %-ном растворе NaCl для термообработанного сплава В93пч:

× — Т1, ДП; □ — Т1, ПД; △ — Т3, ДП; ○ — Т3, ПД (см. табл. 2.114) [234].



Т а б л и ц а 2.115. Механические свойства титанового сплава АТЗ и присадки 2В [236]

Марка	Т, К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	КСУ, Дж·см <sup>-2</sup>	
						Шов	Околошовная зона
АТЗ	293	645	700	10,7	31,2	83	126
	473	420	500	12,2	33,2	...	...
2В	293	520	580	13,7	43,7	101	113
	473	410	460	13,1	39,1	...	...

Примечание. Содержание элементов в АТЗ, %: 2,5 Al; 0,41 Fe; 0,17 Si; 0,3 Cr; 0,1 O; 0,04 N; 0,016 N [236].

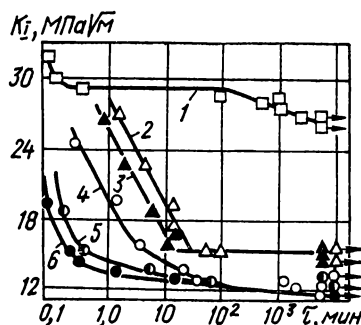
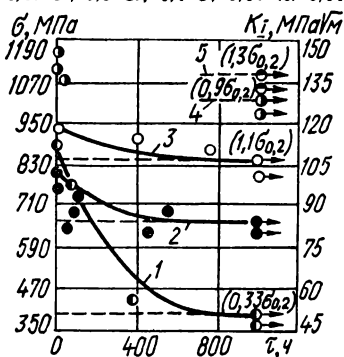


Рис. 2.144. Зависимость времени до разрушения образцов с усталостной трещиной из высоколегированных мартенситных сталей, испытанных в кипящем 0,5 %-ном растворе NaCl, от приложенных напряжений:

1 — 02Н12Х5М3 (старение 823 К, 4 ч); 2 — 14Х17Н2 (отпуск 573 К, 2 ч); 3 — 14Х17Н2 (отпуск 923 К, 2 ч); 4 — 07Х16Н4Б (отпуск 573 К, 2 ч); 5 — сталь 07Х16Н4Б (отпуск 923 К, 2 ч) [235].

Рис. 2.145. Диаграммы длительной трещиностойкости стали 50Х при испытаниях в различных средах:

1 — воздух; 2, 3 — изобутиловый спирт; 4—6 — дистиллированная вода; 1, 2, 4 — Т = 293 К; 3, 5 — Т = 333 К; 6 — Т = 368 К.

Режим термообработки: закалка 1113 К, отпуск 473 К, 2 ч [229].

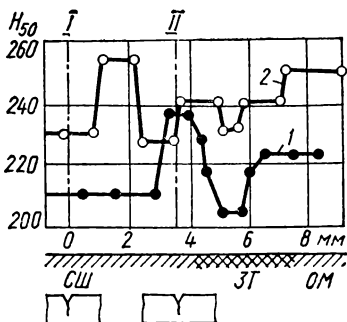
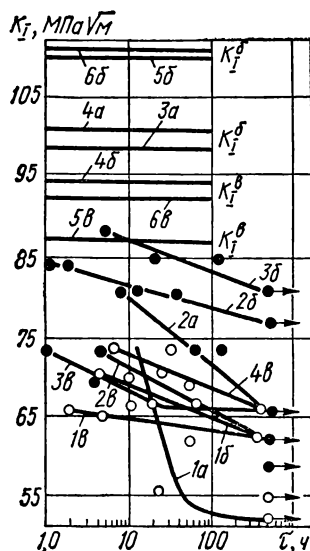


Рис. 2.146. Коррозионная трещиностойкость титанового сплава АТЗ при испытаниях в кипящем 0,6 %-ном растворе  $H_2SO_4$ :

*a* — исходный металл (1, 4 — без термообработки; 2, 3 — после отжига 923 К); *b* — ручная сварка (1, 4 — надрез по зоне термовлияния, без термообработки; 2, 6 — надрез по оси шва, без термообработки; 3, 5 — надрез по зоне термовлияния, отжиг); *в* — автоматическая сварка (1, 2, 6 — надрез по зоне термовлияния; 3, 4, 5 — надрез по оси шва; 1, 3, 5 — отжиг; 2, 4, 6 — без термообработки) [236]. (Изменение микротвердости в сечении сварного соединения см. на рис. 2.147.)

Рис. 2.147. Изменение микротвердости в сечении, перпендикулярном оси сварного шва, сварного соединения титанового сплава АТЗ:

*I* — образец, сваренный вручную; *II* — автоматическая сварка; *I* — ось шва и концентратора; *II* — ось концентратора; *СШ* — сварной шов; *ЗТ* — зона термовлияния; *ОМ* — основной металл [236].

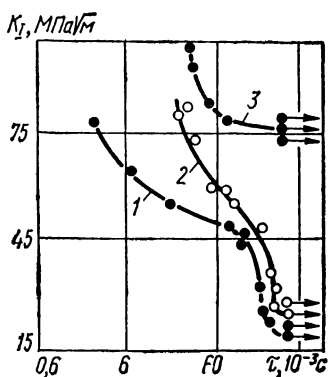
Т а б л и ц а 2.116. Характеристики прочности и трещиностойкости термически упрочненной по ГОСТ 10884—71 арматуры из стали 20ГС2 [237]

Содержание элементов, %	Состояние	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta_5$ , %	$K_{IC}$ , МПа·√м	$K_{Isc}$ , МПа·√м	
						Дистиллированная вода	3 %-ный раствор NaCl
0,21 С; 1,26 Мн; 2,12 Si; 0,025 S; 0,014 Р	Без отпус ка Отпуск 773 К	760	1400	12,6	77,5	25,7	21,7
		960	1160	15	87,4	Не склонна	72,8

П р и м е ч а н и я. 1. Механические характеристики:  $\sigma_B \geq 1180$  МПа;  $\sigma_{0,2} \geq 980$  МПа,  $\delta \geq 6$  %. 2. Значения  $K_{Isc}$  получены на базе испытаний 100 ч. 3. Диаграмму длительной трещиностойкости см. на рис. 2.148.

Рис. 2.148. Диаграмма длительной трещи-  
нотстойкости стали 20ГС2:

1, 3 — 3 %-ный раствор NaCl; 2 — дистилли-  
рованная вода; 1, 2 — без отпуска; 3 — отпуск  
773 К (Химический состав, механические ха-  
рактеристики и трещиностойкость см. в  
табл. 2.116.) [237].



Т а б л и ц а 2.117. Статическая  
трещиностойкость и коррозионная  
трещиностойкость сорбитно-старееющих сталей  
(состояние поставки) [238]

Марка	$K_{sc}$ , МПа · √м	$K_{scs}$ , МПа · √м
12ХН4МФ	175	141
12ХН5М1Ф	...	112
15ХН5МФ	201	119
20ХН9К4МФ	208	156

П р и м е ч а н и я. 1. Среда — 3 %-ный ра-  
створ NaCl. 2. Принятые размеры образцов (16,5 ×  
20 × 220 мм) при испытании не обеспечивали  
условий плоской деформации. 3. Коррозионная  
трещиностойкость сварных соединений указанных  
сталей приведена на рис. 2.149.

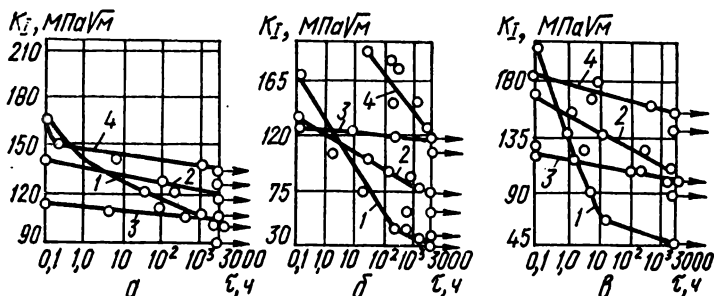


Рис. 2.149. Коррозионная трещиностойкость сварного соединения сор-  
битно-твердеющих сталей (состояние поставки) типа 12ХН4МФ (а),  
15ХН5МФ (б), 20ХН9К4МФ (в) в 3 %-ном растворе NaCl с трещинами,  
созданными по линии сплавления (1), зоне термовлияния (2), оси шва  
(3), по основному металлу (4) [238].

Т а б л и ц а 2.118. Химический состав и механические характеристики титановых сплавов [239]

Марка	содержание элементов, %									$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
	Al	Cr	V	Mo	Fe	Si	O	H	N				
AT3	2,5	0,3	—	—	0,41	0,17	0,10	0,004	0,016	640	700	16	23
AT6	5,5	0,5	—	—	0,5	0,34	0,05	0,06	0,01	950	1000	18	24
BT14 *	4,5	—	1	3	—	—	—	—	—	900	950	18	42

\* Химический анализ сплава BT14 не производился, данные в таблице — по среднему содержанию легирующих элементов в промышленном сплаве.

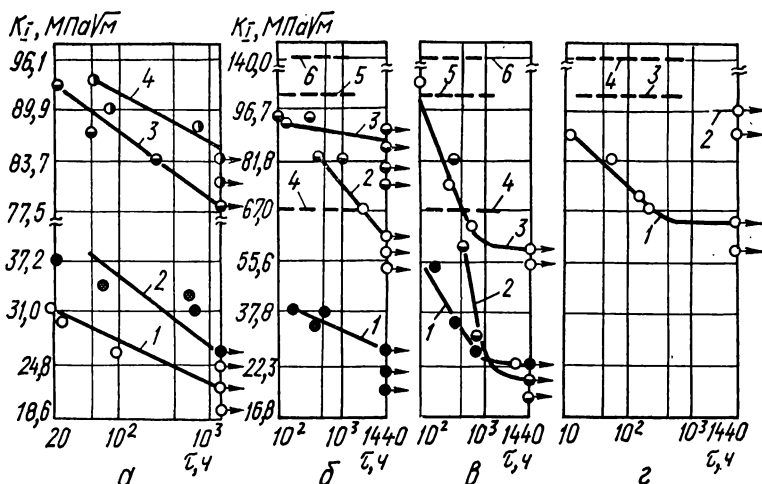


Рис. 2.150. Коррозионная трещиностойкость титановых сплавов:

*а* — сплавы AT3 (3, 4), AT6 (1, 2) в 3 %-ном растворе NaCl с pH 1 (1, 3) и pH 6,5 (2, 4); *б* — сплавы AT3 (3, 5), AT6 (1, 4) и BT14 (2, 6) в 3 %-ном растворе NaCl, насыщенном H<sub>2</sub>S; *в* — сплавы AT3 (2, 5); AT6 (1, 4), BT14 (3, 6) в 20 %-ном растворе H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>; *г* — сплавы AT3 (2, 3) и BT14 (1, 4) в 5 %-ном растворе H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>. Штриховые линии — уровни  $K_{IC}$ , определенные при разрушении образцов в воздухе [239].

Т а б л и ц а 2.119. Химический состав, механические характеристики и потенциалы коррозии некоторых сталей [241]

Номер кри- вой на рис. 2.154	Марка	Содержание легирующих элементов, %								$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$E_K$ , мВ, н. в. э.	$K_I$ , МПа·√м
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	—	P				
1	Сталь 40	0,43	0,2	0,5	0,13	0,2	—	0,03	0,03	1180	1320	—440	3,7
2	H18K9M5T	—	—	—	—	—	—	—	—	1765	1960	—320	31,6

Номер кра- вой на рис. 2.154	Марка	Содержание легирующих элемен- тов, %								$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{K1}$ МВ, Н. В. Э.	$K_{I1}$ МПа·√м
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	S	P				
3	4XНМС	0,40	1,0	0,5	0,99	2,9	0,5	0,03	0,3	1650	1810	—370	5,3
4	4X3МНС	0,39	1,09	0,45	3,0	2,8	0,5	0,03	0,03	1570	1765	—330	6,5
6	4X6МНС	0,38	0,95	0,5	5,98	3,0	0,49	0,03	0,03	1620	1795	—270	6,2
6	4X13	0,41	0,5	0,5	13,0	—	—	0,02	0,03	1570	1720	—240	8,1
7	08X15H5D2T	—	—	—	—	—	—	—	—	1080	1320	—140	53,6

Примечания. 1. Режим термообработки: 1, 3—5 — закалка, отпуск 573 К, 2 ч, 6 — 773 К, 2 ч, а мартенситно-старующие стали (2 и 7) — закалка, отжиг при 773 и 723 К, 1 и 3 ч соответственно. Методика определения относительного изменения напряжения старта трещины описана в работе [242]. 2. Значения  $K_I$  соответствуют напряжению старта трещины. 3. Н. в. э. — нормальный водородный эталон.

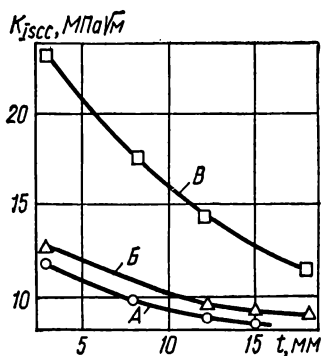


Рис. 2.151. Зависимость  $K_{Isc}$  от толщины образцов из стали 45XН2МФА, обработанной по режимам А, Б и В [150].

Режим термообработки см. в подписи к рис. 2.83.

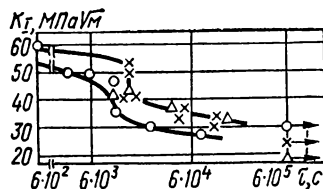


Рис. 2.152. Зависимость  $K_I$  —  $\tau$  образцов из стали 38ХС при испытаниях в различных средах:

× —  $SO_2$ ;  $\Delta$  — раствор  $H_2SO_4$  ( $0,002 \text{ моль} \cdot \text{л}^{-1}$ ) (периодическое нагружение); ○ — электролит (постоянное нагружение). Испытания выполнены на закаленных с 1163 К в масле и отпущенных при 723 К цилиндрических образцах [240].

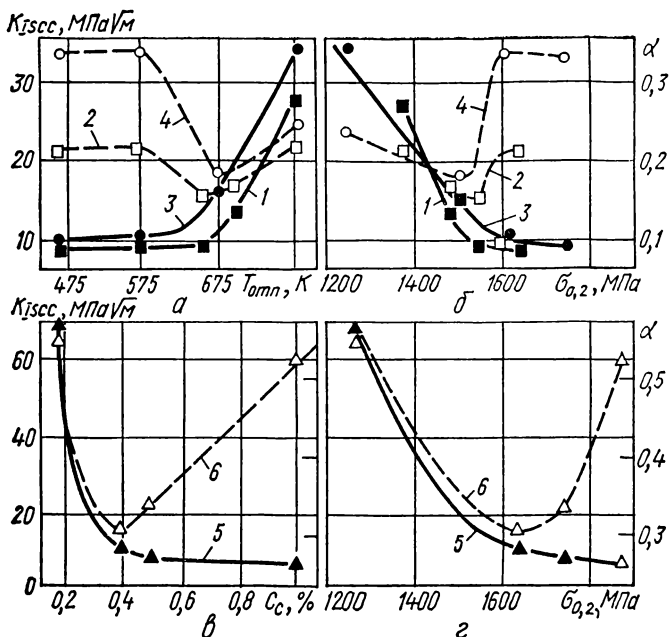


Рис. 2.153. Зависимость  $K_{Isc}$  (сплошные линии) и коэффициента  $\alpha = K_{Isc}/K_{Ic}$  (штриховые линии) от температуры отпуска (а), предела текучести (б, г) и содержания углерода (в) термоупрочненных сталей: 1, 2 — 45ХН2МФА; 3, 4 — 50Х; 5, 6 — 20Х; 40Х; 50Х; ШХ15 [15].

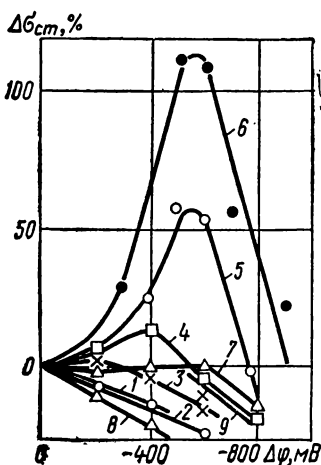


Рис. 2.154. Зависимость относительного изменения напряжения старта трещины  $\Delta \sigma_{ст}$  при коррозионном растрескивании высокопрочных сталей в растворе NaCl ( $0,5 \text{ моль} \cdot \text{л}^{-1}$ ) от катодной поляризации  $\Delta \varphi$ .

Обозначения кривых 1—7 приведены в табл. 2.119; 8 — сталь Н18К9Н5Т при рН 3; 9 — 08Х16Д2Б при рН 3 [241].

Т а б л и ц а 2.120. Зависимость трещиностойкости хромоникелемолибденовой стали повышенной прочности ( $\sigma_{0,2} = 1050$  МПа) от степени предварительной деформации [243]

$\epsilon$ , %	$K_{IC}$ , МПа $\sqrt{м}$ (воздух)	$K_{SCC}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$ (морская вода)
0	118,7	105,4
1,7	120,9	103,2
6	112,2	94,6
8	111,3	89,9

П р и м е ч а н и е. База испытаний — 1000 ч.

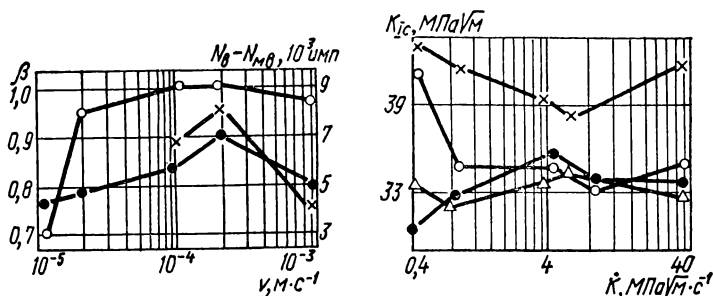


Рис. 2.155. Зависимость чувствительности термоупрочненной стали 40X к воздействию морской воды от скорости движения активного захвата:  $\circ$  — закалка 1123 К в масле, отпуск 473 К, 2 ч;  $\bullet$  — закалка 1200 К в масле, отпуск 473 К, 2 ч;  $\times$  — разность числа импульсов акустической эмиссии;  $\beta = K_{IC}^{MB}/K_{IC}^B$  — коэффициент влияния среды. Влияние режима термообработки стали 40X на число импульсов акустической эмиссии при испытании в воздухе и морской воде см. в табл. 2.142 [244].

Рис. 2.156. Зависимость трещиностойкости  $K_{IC}$  термообработанной стали 40X в воздухе и морской воде от скорости нагружения  $\dot{K}$ :

$\circ$  — закалка 1123 К в масле, отпуск 473 К, 2 ч, испытание в воздухе (режим I);  $\bullet$  — I режим термообработки, испытание в морской воде;  $\times$  — закалка 1200 К в масле, отпуск 473 К, 2 ч (режим II), испытание в воздухе;  $\triangle$  — II режим термообработки, испытание в морской воде.

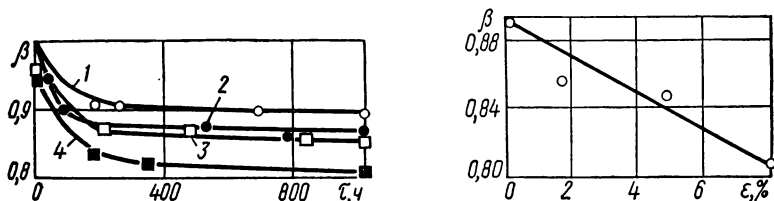


Рис. 2.157. Зависимость трещиностойкости хромоникелемолибденовой стали повышенной прочности ( $\sigma_{0,2} = 1050$  МПа) от степени деформирования:

1 —  $\epsilon = 0$  %; 2 —  $\epsilon = 1,7$  %; 3 —  $\epsilon = 5$  %; 4 —  $\epsilon = 8$  % [243].

Рис. 2.158. Зависимость коэффициента коррозионной трещиностойкости  $\beta = K_{SCC}/K_{IC}$  от степени деформации хромомолибденовой стали повышенной прочности [243].

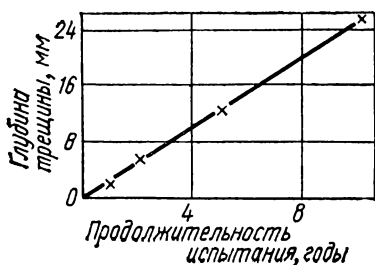


Рис. 2.159. Рост трещины в сплаве АЦМ (Т1) (профиль 4,0 мм) в условиях северной приморской станции. Состав атмосферы, механические характеристики см. в табл. 2.121 [245].

Т а б л и ц а 2.121. Коррозионные и механические свойства сплавов системы Al — Zn — Mg после испытаний на северной приморской станции \* [245]

Марка (режим старения)	Вид полу- фабриката, толщина, мм	Механические свойства образцов после 10 лет хранения			Потери механи- ческих свойств		Максималь- ная глуби- на трещи- ны, мм	Количество трещин на торце
		$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\beta$ , %	$\delta$ , %		
АЦМ (Т)	Профиль, $t = 4$	340	490	14,3	19	51	27	2—3
АЦМ (Т1) (373 К, 100 ч)	То же	435	495	12,8	48	90	60, рас- слоение с поверх- ности	4—5
АЦМ (Т1) (393 К, 3 ч, 433 К, 3 ч)	» »	340	410	12,7	5	52	25	2—3
В92 (Т)	» »	340	500	14,8	20	61	30	1—2
В92 (Т1) (373 К, 96 ч)	» »	460	520	10,2	23	72	Общее расслоение с поверхности и с торца	
В95 (Т1) ** (473 К, 16 ч)	Лист, $t = 5,0$	555	570	10,1	19	79	8	1—2

\* Основные характеристики атмосферы коррозионной станции: средняя годовая температура  $T = 274,6$  К; продолжительность действия адсорбционной влаги 1450 ч; фазовой — 2000 ч; загрязнение атмосферы хлоридами  $10-12 \text{ мг} \times \text{м}^{-3}$  в сутки.  
Зависимость глубины трещины от продолжительности испытаний см. на рис. 2.159.

\*\* Пять лет хранения.



Т а б л и ц а 2.122. Зависимость сопротивляемости сталей коррозионному растрескиванию от содержания титана и бора [246]

Марка	Содержание элемен- тов, %	$T_{\text{отп}}, \text{K}$	$\sigma_{0,2}, \text{МПа}$	$\sigma_B, \text{МПа}$	$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{\text{CU}},$ $\text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$	$K_{\text{Iscz}},$ $\text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$
20Х2М	0,18 С; 0,29 Si; 0,62 Mn; 1,73 Cr; 0,40 Mo; 0,030 Al; 0,023 P; 0,010 S	513	...	...	...	...	...	38,7
20Х2НМФ	0,26 С; 0,19 Si; 0,43 Mn; 1,78 Cr; 0,37 Mo; 0,15 V; 1,43 Ni; 0,030 Al; 0,034 P; 0,020 S	513	...	...	...	...	77	30,0
		723	1250	1320	12,6	54	56	33,4
20Х2НМФТР	0,20 С; 0,395 Si; 0,57 Mn; 1,95 Cr; 0,36 Mo; 0,060 Ti; 0,002 В; 0,10 V; 1,36 Ni; 0,030 Al; 0,036P; 0,023 S	513	...	...	...	...	72	42,9
		723	1260	1350	10,6	55	65	40,6
40Х2НМФТР	0,36 С; 0,30 Si; 0,60 Mn; 1,92 Cr; 0,42 Mo; 0,093 Ti; 0,002 В; 0,10 V; 1,41 Ni; 0,032 Al; 0,035 P; 0,020 S	513	...	...	...	...	...	39,0
		723	1690	1820	5,4	44	74	11,5
20ХСМ	0,25 С; 0,81 Si; 0,73 Mn; 1,38 Cr; 0,48 Mo; 0,030 Al; 0,030 P; 0,024 S	513	1690	1820	5,4	44	74	11,5
		723	1230	1440	8,4	44	61	27,2
20ХСМТР	0,21 С; 0,73 Si; 0,74 Mn; 1,45 Cr; 0,62 Mo; 0,055 Ti; 0,02 В; 0,032 Al; 0,033 P; 0,023 S	513	1410	1560	10,9	54	72	22,7
		723	1250	1360	11,1	56	61	20,5
40ХСМТР	0,38 С; 0,74 Si; 0,79 Mn; 1,43 Cr; 0,50 Mo; 0,065 Ti; 0,002 В; 0,033 Al; 0,031 P; 0,025 S	513	1800	1980	4,7	40	51	16,5
		723	1510	1640	9,7	41	38	13,7
20Х2СНМФТР	0,21 С; 0,78 Si; 0,56 Mn; 1,95 Cr; 0,38 Mo; 0,055 Ti; 0,002 В; 0,12 V; 1,48 Ni; 0,031 Al; 0,033 P; 0,017 S	513	1490	1610	8,9	52	74	51,5
		723	1330	1430	8,8	52	49	41,0
40Х2СНМФТР	0,39 С; 0,84 Si; 0,60 Mn; 1,93 Cr; 0,38 Mo; 0,08 Ti; 0,002 В; 0,15 V; 1,43 Ni; 0,026 Al; 0,035 P; 0,018 S	513	1730	1950	6,0	33	51	25,9
		723	1460	1640	6,0	33	...	...

Марка	Содержание элементов, %	$T_{отп}, K$	$\sigma_{0,2}, MPa$	$\sigma_B, MPa$	$\delta, \%$	$\varphi, \%$	$K_{CU}, Дж \cdot см^{-2}$	$K_{Isc}, MPa \cdot \sqrt{м}$
20Х2СНМТР	0,18 С; 0,84 Si; 0,74 Mn; 2,05 Cr; 0,71 Mo; 0,060 Ti; 0,001 В; 1,2 Ni; 0,025 Al; 0,032 P; 0,022 S	513	1450	1600	12,7	54,2	75	43,3

Примечание. 1. Режим термообработки: гомогенизирующий отжиг слитков при  $T = 1423 K$ , 12 ч, ковка на прутки  $d = 15$  мм, закалка  $1173 K$ , масло, отпуск при  $513 K$  и  $723 K$ . 2. Среда — 3 %-ный NaCl, подкисленный HCl до pH 2,2. 3. База испытаний 30 сут.

Т а б л и ц а 2.123. Сопротивляемость коррозионному растрескиванию сварных соединений стали 07Х16Н4Б в 3 %-ном растворе NaCl, 373 K [247]

Способ и режим сварки (по табл. 2.125)	Место концентратора	$K_I, MPa \cdot \sqrt{м}$	Время до разрушения, ч
1	Шов	112	2100 *
		115 **	...
	Линия сплавления	121	2100 *
		121	900
		112	2100 *
		112	2100 *
2	Шов	112	2100 *
		121	2
	Линия сплавления	121 **	...
		112	2100 *
	Зона термического влияния	112	2100 *
		112	2100 *
3	Шов	112	2100 *
		121	240
	Линия сплавления	121 **	...
		112	2100 *
	Зона термического влияния	112	2100 *
		112	2100 *
		121	2100 *

Примечание. Химический состав стали см. в табл. 2.124, режим термообработки см. в табл. 2.125.

\* Разрушение не произошло, \*\* Разрушение в процессе нагружения.

**Т а б л и ц а 2.124. Химический состав стали 07Х16Н4Б (лист  $t = 25$  мм), сварочной проволоки и зон сварных соединений [247]**

Способ и режим сварки (по табл. 2.125)	Материал, зона сварного соединения	Содержание элементов, %									
		C	Mn	Si	Cr	Ni	Nb	Cu	S	P	
1	Сталь 07X16H4Б	0,08	0,31	0,39	15,38	4,26	0,37	0,06	0,008	0,013	
	Сварочная проволока	0,10	0,35	0,35	15,70	4,23	0,07	0,06	0,004	0,018	
	Основной металл	—	—	—	15,4	3,9	0,4	—	—	—	
	Металл шва (зерно)	—	—	—	15,9	3,9	0,1	—	—	—	
	Металл шва (среза по границам зерна)	—	—	—	17,2	2,9	0,11	—	—	—	
2	Основной металл	—	—	—	15,7	4,0	0,25	—	—	—	
	Металл шва (зерно)	—	—	—	15,8	4,0	0,17	—	—	—	
3	Основной металл	—	—	—	15,4	4,0	0,4	—	—	—	
	Металл шва	—	—	—	15,1	4,0	0,13	—	—	—	

Примечание. Способы и режимы сварки см. в табл. 2.125.

**Т а б л и ц а 2.125. Режимы термообработки и механические характеристики полуфабриката, режим сварки и последующей термообработки стали 07Х16Н4Б [247]**

№ п/п	Термообработка листа	Способ сварки	Ток сварки, А	Скорость прохода, м·ч <sup>-1</sup>	Термообработка сварного соединения	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$KCU$ , Дж·см <sup>-2</sup>
1	Закалка 1323 К, 1 ч, масло + отпуск 923 К, 2 ч	Аргондуговая	180	9	Отпуск 923 К, 5 ч (без закалки)	830	1010	15	47	80
2	То же	То же	180	9	Закалка 1323 К + + отпуск 573 К, 2 ч	...	...	...	...	95
3	» »	Электродуговая	140	9	Закалка 1323 К + + отпуск 923 К, 2 ч	870	1010	14	53	70

Примечание. Пороговые значения  $K_I$  см. в табл. 2.123, химический состав стали см. в табл. 2.124.

Т а б л и ц а 2.126. Зависимость трещиностойкости стали 40Х от предварительного нагружения и среды [227]

Режим отпуска	HRC	Среда	$K_{Ic} (K_C),$ МПа · $\sqrt{м}$ (кратковре- менное на- гружение)	Время нагру- жения, ч	$K_{Ic} (K_C),$ МПа · $\sqrt{м}$ после нагру- жения
453 К, 2,5 ч	49,5—52,5	Воздух	37,2	50	36,6
		»	37,2	1000	43,7
		Морская вода	38,7	50	19,2
623—653 К, 1 ч	42,0—44,0	»	38,7	1000	11,2
		Воздух	69,4	50	62,6
		»	69,4	1000	73,2
773 К, 1 ч	35,0—37,0	Морская вода	70,4	50	33,8
		»	70,4	1000	18,9
		Воздух	109,4	50	107,8
		»	109,4	1000	113,8
		Морская вода	108,5	50	110,7
		»	108,5	1000	112,2

П р и м е ч а н и е. Испытывались балочные образцы размерами 8 × 12 × × 190 мм. Усилие предварительного нагружения  $P_i = \alpha_i P_*$ , где  $\alpha_i = 0,5$  — коэффициент нагрузки,  $P_*$  — разрушающая сила при кратковременном нагружении в воздухе.

Т а б л и ц а 2.127. Трещиностойкость титанового сплава ВТ14 в воздухе и водопроводной воде [248]

HRC	Толщина образца, мм	Относи- тельная длина тре- щины	$\gamma_3, Дж \cdot см^{-2}$	Количество образцов	Направле- ние разру- шения	Среда	Схема нагру- жения
36—39	14 и 15	0,18—0,53	122	13	Вдоль проката	Воздух	Консоль- ный изгиб
36—39	13 и 15	0,18—0,45	113	16	Поперек проката	»	То же
35—39	15	0,22—0,28	117	9	То же	Водо- провод- ная во- да	» »
38—39	4	0,52—0,74	117	5	Вдоль проката	Воздух	Растяжение квадратной
37—39	4	0,46—0,52	117	6	То же	Водо- провод- ная во- да	пластины сосредото- ченной на- грузкой

П р и м е ч а н и я. 1. Анализ водопроводной воды: жесткость общая (содержание Са и Mg) 7,8—8,0 мг · экв · л<sup>-1</sup>; щелочность (временная жесткость) 5,8 мг · экв · л<sup>-1</sup>; содержание хлоридов 21,0 мг · л<sup>-1</sup>. 2. Режим термообработки: закалка от 1143 К в воде, старение при 773 К, 8 ч. 3. Механические характеристики:  $\sigma_p = 1060 \pm 1275$  МПа;  $\sigma_b = 1130 \pm 1370$  МПа.

**Т а б л и ц а 2.128. Зависимость характеристик трещиностойкости закаленной стали 50ХН от рабочей среды и температуры отпуска [131]**

$T_{отп}, K$	Воздух		3 %-ный раствор олеиновой кислоты		Дистиллированная вода	
	$K_{Ic},$ МПа $\cdot \sqrt{м}$	$\delta_c,$ мм	$K_{Ic},$ МПа $\cdot \sqrt{м}$	$\delta_c,$ мм	$K_{Ic},$ МПа $\cdot \sqrt{м}$	$\delta_c,$ мм
473	25,1	0,023	21,4	0,0195	18,3	0,0172
623	34,1	0,028	27,3	0,0235	24,2	0,0223
773	65,1	0,081	60,2	0,073	59,2	0,071
923	...	0,193	...	0,173	...	0,169

**Т а б л и ц а 2.129. Коррозионная трещиностойкость  $K_{Isc}$  конструкционных материалов при комнатной температуре [250]**

Материал	Среда	$K_{Isc},$ МПа $\cdot \sqrt{м}$ , при способе остановки трещины	
		усовершенствованном [250]	обычном
Сталь 28ХЗСНМВФА	2,9 г $\cdot$ л $^{-1}$ NaCl + + 20 г $\cdot$ л $^{-1}$ K <sub>2</sub> CrO <sub>4</sub>	15,81 $\pm$ 0,62	18,60; 17,67; 21,70; 22,32; 24,80 *
Сталь ЭП679ВД	29 г $\cdot$ л $^{-1}$ NaCl	45,26 $\pm$ 1,55	56,42; 64,17; 63,55; 102,30 *; 89,90 *
Титановый сплав ВТ20	Насыщенный раствор	18,60	63,55 *

\* Значения  $K_{Isc}$  определены по началу роста трещины при ступенчатом увеличении нагрузки с выдержкой 1 ч на каждом уровне напряжения.

**Т а б л и ц а 2.130. Коррозионная трещиностойкость стали высокопрочных болтов [251]**

Сталь	Содержание элементов, %							$\sigma,$ МПа	$K_{Ic}^*,$ МПа $\cdot \sqrt{м}$
	C	Cr	Si	Mn	Ni	S	P		
40	0,48	0,24	0,33	—	0,18	0,012	0,019	1660	46,8
40Х	0,40	1,0	0,31	0,75	0,09	0,030	0,026	1970	30,8
40Х2	0,42	2,02	0,28	0,57	0,12	0,023	0,030	2010	12,5
40ХФ с 0,09 % V	0,43	1,10	0,28	0,65	0,16	0,027	0,032	1920	18,9

Сталь	Содержание элементов, %							$\sigma$ , МПа	$K_{\Pi}^*$ МПа·√м
	C	Cr	Si	Mn	Ni	S	P		
40ХФ с 0,18 % V	0,38	1,05	0,43	0,63	0,14	0,027	0,029	2080	9,7
40ХС	0,38	1,01	1,25	0,50	0,14	0,028	0,030	2010	18,7

Примечания. 1. Выплавка стали в индукционной печи. Раскисление стали алюминием из расчета 1 кг на 1 т стали. Слитки массой 8 кг нагревали, а затем проковывали на прутки диаметром 15 мм и отжигали при 1123 К. Из прутков изготавлили цилиндрические образцы диаметром 5,6 мм, которые подвергали закалке от 1143—1173 К в масле, а затем отпуску при 723 К, 2 ч. 2. Коррозионная среда — 3 %-ный раствор NaCl, подкисленный HCl до pH 2,3. 3. База испытаний — 30 сут.

\* Пороговое значение коэффициента интенсивности напряжений  $K_{\Pi} = 0,233\sigma_{\Pi} \sqrt{\pi D}$ , где  $D$  — диаметр брутто-сечения,  $\sigma_{\Pi}$  — номинальное напряжение.

Таблица 2.131. Эффективная поверхностная энергия и процентное соотношение различных элементов микроструктуры излома стали У8А [252]

Среда	$\gamma_s \cdot 10^{-2}$ , Дж·см <sup>-2</sup>	Содержание элементов микроструктуры изломов, %		
		квасискол	межзеренное разрушение	ямочное строение
Вакуум	8	70	20	10
Обезвоженный спирт	7	25	60	15
Дистиллированная вода	4,5	20	70	10

Таблица 2.132. Трещиностойкость высоколегированных мартенситных сталей в кипящем 0,5 %-ном растворе NaCl [235]

Марка	Термическая обработка		$K_{\sigma}$ МПа·√м	$K_{I_{scs}}$ МПа·√м	$\sigma_{\Pi}$ (1000 ч), МПа
	Закалка	Отпуск			
14Х17Н2	1323 К, масло	573 К, 2 ч, воздух	199	85,2	640 (0,55 $\sigma_{0,2}$ )
	То же	923 К, 2 ч, воздух	156	...	...
07Х16Н4Б	» »	573 К, 2 ч, воздух	206	136	1020 (0,9 $\sigma_{0,2}$ )
	» »	923 К, 2 ч, воздух	180	...	...
02Н12Х5М3	1223 К, вода	823 К, 4 ч, воздух	119	51,2	390 (0,33 $\sigma_{0,2}$ )

**Т а б л и ц а 2.133. Механические характеристики и коррозионная трещиностойкость пружинной стали 60ХС [253]**

$T_{отп}, K$	Структурное состояние	$\sigma_{0,2}, MPa$	$\sigma_B, MPa$	$\delta, \%$	$\psi, \%$	$HRC$	$K_{Isc}, MPa \cdot \sqrt{m}$
473	Низкоотпущенный мартенсит + остаточный аустенит	2070	2460	0,53	0,41	58	9,9
573	Мартенсит	2190	2420	1,28	11,98	54	12,1
673	Троостит	1930	2140	2,42	26,03	49	...
773	Троостит + сорбит	1360	1550	2,95	34,13	45	...

Примечание. Температура закалки 1133 К.

**Т а б л и ц а 2.134. Сопротивляемость коррозионному растрескиванию некоторых сталей**

Марка	Среда	$\sigma_{0,2}, MPa$	$K_{Isc}, MPa \cdot \sqrt{m}$	Источник
60ХС (отпуск 473 К)	Аргон	...	13	[254]
	Дистиллированная вода	...	9,9	
4340 (типа 45ХН2МФА)	3,5 %-ный раствор NaCl	880	120,5	[255]
	То же	1220	28,3	
Д6АС	Дистиллированная вода	1510	20,6	[256]

**Т а б л и ц а 2.135. Состав, характеристики прочности и трещиностойкость циркониевых сплавов [257]**

Сплав	Химический состав, %	Термическая обработка	$\sigma_{0,2}, MPa$	$\sigma_B, MPa$	$\delta, \%$	Твердость	$K_{Ic}, MPa \cdot \sqrt{m}$
I	Zr — основа; 2,5 Nb; <0,1 Fe	Литой	250	310	60	35—42 <i>HRB</i>	...
		Закалка 1123 К, вода	420	620	65	60 <i>HRB</i>	...
II	Zr — основа; Mo; Cu	Закалка 1123 К, вода	1050	1210	20	35 <i>HRC</i>	65
		Закалка 1123 К, вода + старение 723 К, 4 ч	700	890	10	30 <i>HRC</i>	47

Т а б л и ц а 2.136. Значение  $K_{Isc}$  и потенциал коррозии закаленного циркониевого сплава II [257]

Состав электролита, %	$\varphi_K$ , В, н. в. э.	$K_{Isc}$ , МПа · $\sqrt{м}$
CH <sub>3</sub> OH * + 1 HCl	—0,24	...
CH <sub>3</sub> OH * + 0,2 HCl	—0,04	20
0,6 FeCl <sub>3</sub>	+0,40	27
40 LiCl + 0,6 FeCl <sub>3</sub>	+0,35	44
32 LiCl + 9 HCl + 0,6 FeCl <sub>3</sub>	+0,30	53
2,5 FeCl + 8 NaF	—0,51	44 **

Примечание. 1. Состав и механические свойства см. в табл. 2.135.  
 2. Н. в. э. — нормальный водородный эталон,  
 \* Безводный электролит на основе метилового спирта.  
 \*\* После закалки и старения.

Т а б л и ц а 2.137. Сопротивляемость коррозионному растрескиванию титанового сплава [258]

Сплав	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	$K_{Isc}$ , МПа · $\sqrt{м}$	$\frac{K_{Isc}}{K_{Ic}}$
BT3-1 отожженный	980	102	46,8	0,46
BT3-1 термоупрочненный	1130	71	24,8	0,35
Ti — 6 Al — 4 V	1130	65	32,5	0,50
Ti — 6 Al — 2 Mo	1060	54	37,2	0,68

Т а б л и ц а 2.138. Зависимость коррозионного растрескивания титановых сплавов и замедленного разрушения их в воздухе от термической обработки [259]

Сплав	Термообработка	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$		$K_{Isc}$ , МПа · $\sqrt{м}$	
				по началу роста трещины	по остановке	по началу роста трещины	по остановке
BT20 (псевдо- $\alpha$ , Ti — 6 Al — 2 Zr — 1 Mo — 1V)	Поставка — горячекатаная плита $t = 8 \div 10$ мм	960	7	42	44	37	31
	1123 K, 30 мин + закалка в воде	890	7,4	75	102	59	100
	Отжиг 1123 K, 30 мин + охлаждение, воздух	930	7	70	63	43	64



Сплав	Термообработка	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$		$K_{Isc}$ , МПа · $\sqrt{м}$	
				по началу роста трещи- ны	по остановке	по началу роста трещи- ны	по остановке
BT5-1 ( $\alpha$ , Ti — 5 Al — 2,5 Sn)	Поставка — го- рячекатаная пли- та $t = 8 \div 10$ мм 1123 К, 30 мин + + закалка в во- де Отжиг 1123 К, 30 мин + охлаж- дение, воздух	820	9	62	71	32	40
		890	11	57	141	48	127
		790	9,4	68	98	40	58
BT23 ( $\alpha + \beta$ , Ti — 5 Al — 2 Mo — 4,5 V — 1 Cr — 0,6 Fe — 0,3 Zr)	Поставка Закалка 1073 К в воде + старе- ние 773 К, 10 ч	1020	7,6	102	99	87	88
		1210	5	38	39	39	39

Примечание. Среда — раствор LiCl концентрацией 2 моль · л<sup>-1</sup>.

Т а б л и ц а 2.139. Сопротивляемость коррозионному растрескиванию титановых сплавов [260]

Сплав	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{Ic}$ , МПа · $\sqrt{м}$	$K_{Isc}$ , МПа · $\sqrt{м}$
Ti — 2 Al	500	540	16	47	63,2	18,6
	400	440	11	28	44,6	
Ti — 4 Al	610	660	13	32	87,4	...
	520	570	20	45	72,5	
Ti — 2,5 Ni	490	530	11	26	35,5	27,9
	380	420	10	16	54,0	
Ti — 2 Al — 2 Ni	...	800	11	15	...	37,2
	780	820	14	25	39,0	
Ti — 30 V — 10 Nb	580	620	14	44	80,6	55,8
Ti — 10 V — 30 Nb	640	670	17	69	94,6	65,1

Примечание. 1. База испытаний 170 ч, среда — 20 %-ная H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>.  
2. Над чертой — характеристики прочности и трещиностойкости образцов без термообработки, под чертой — отожженных при 1123 К.

**Т а б л и ц а 2.140. Трещиностойкость некоторых алюминиевых сплавов в воздухе и 3,5 %-ном растворе NaCl [29]**

Марка	Толщина, мм	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$K_{IC}$ , МПа·√м, в среде	
					воздух	3,5 %-ный раствор NaCl
B95пч (T1)	4,0	510	570	12,7	97,6	95,5
B95пч (T2)	4,0	450	510	11,3	108,0	108,0
Д16ч (Т)	3,75	340	450	21,0	96,5	90,4
АК4-1ч (Т1)	2,75	380	440	8,9	69,0	64,4
1201 (Т1)	4,0	310	420	12,5	85,0	85,0

П р и м е ч а н и е. 1. Образцы шириной 200 мм и длиной 600 мм с центральной сквозной трещиной длиной 80 мм. 2. Т1 — 393 К, 5 ч + 438 К, 16 ч; Т2 — 393 К, 24 ч.

**Т а б л и ц а 2.141. Зависимость сопротивляемости сталей коррозионному растрескиванию от содержания углерода, ванадия и алюминия с азотом [261]**

Марка	Содержание элементов, %	$T_{отп}$ , К	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{B}^{H^{++}}$ , МПа	$\sigma_{п}^*$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{п}^*$ , МПа·√м
40X	0,40 C;	473	1480	2010	2370	470	12	37,0	14,7
	0,75 Mn;	723	1010	1140	1980	990	15,1	54,4	30,9
	0,31 Si;								
	1,00 Cr;								
	0,03 Ni;								
20X2M	0,030 S;								
	0,026 P								
	0,18 C;	513	...	...	2430	1220	...	...	38,0
	0,62 Mn;	723	...	...	...	...	...	...	...
	0,29 Si;								
20X2НМФ	1,73 Cr;								
	0,43 Mo;								
	0,010 S;								
	0,023 P								
	0,26 C;	513	...	...	2380	950	...	...	30,0
30X2НМФ	0,43 Mn;	723	1250	1350	2130	1070	11,2	54,4	33,4
	0,20 Si;								
	1,78 Cr;								
	1,12 Ni;								
	0,37 Mo;								
30X2НМФ	0,1 V;								
	0,020 S;								
	0,034 P								
	0,31 C;	513	1510	1750	2300	460	12,0	35,0	14,5
	0,49 Mn;	723	1240	1430	2130	425	12,4	47,4	19,1
	0,33 Si;								
	1,80 Cr;								
	1,07 Ni;								
	0,27 Mo;								
	0,14 V;								
	0,028 S;								
	0,040 P								

Марка	Содержание элементов, %	$T_{отп}, K$	$\sigma_{0,2}, MPa$	$\sigma_B, MPa$	$\sigma_{H**}, MPa$	$\sigma_{H*}, MPa$	$\delta, \%$	$\psi, \%$	$K_{H*}, MPa \cdot \sqrt{m}$
30X2HMFAYO	0,27 C; 0,62 Mn; 0,41 Si; 1,88 Cr; 1,32 Ni; 0,47 Mo; 0,11 V; 0,056 Al; 0,027 S; 0,025 P	522 723	1770 1470	1990 1650	2580 2170	775 325	16,0 7,8	44,3 39,0	24,4 10,1
30X3MФ	0,28 C; 0,49 Mn; 0,23 Si; 2,30 Cr; 0,26 Mo; 0,10 V; 0,030 S; 0,040 P	513 723	1390 1200	1570 1320	2300 1940	627 392	15 16	35,0 44,0	19,7 12,3
40X2MФ	0,38 C; 0,53 Mn; 0,33 Si; 1,96 Cr; 0,24 Mo; 0,10 V; 0,027 S; 0,024 P	513 723	1710 1230	2010 1420	... 2130	... 323	9 12	31,0 45,0	... 10,1

Примечание. Режим термообработки:  $T = 1423 K$ , 122 ч, охлаждение с печью, ковка на прутки  $d = 15$  мм, закалка с 1143—1173 K в масло, отпуск при 473—513 K и 723 K. Коррозионная среда — 3 %-ный раствор NaCl, подкисленный HCl до pH 2.2. База испытаний 30 сут.

\* Пороговые значения величин. \*\* Временное сопротивление образцов  $d = 6$  мм разрыву с надрезом глубиной 0,8 мм с радиусом основания 0,2 мм. Коэффициент концентрации напряжений  $K_t = 2,75$ .

Таблица 2.142. Зависимость числа импульсов акустической эмиссии (АЭ) стали 40X от режима термообработки при испытании на трещиностойкость [244]

Режим термообработки	Число импульсов АЭ в среде	
	Воздух	Морская вода
Закалка 1123 K, масло, отпуск 473 K, 2 ч	241	91
Закалка 1200 K, масло, отпуск 473 K, 2 ч	13 767	2537

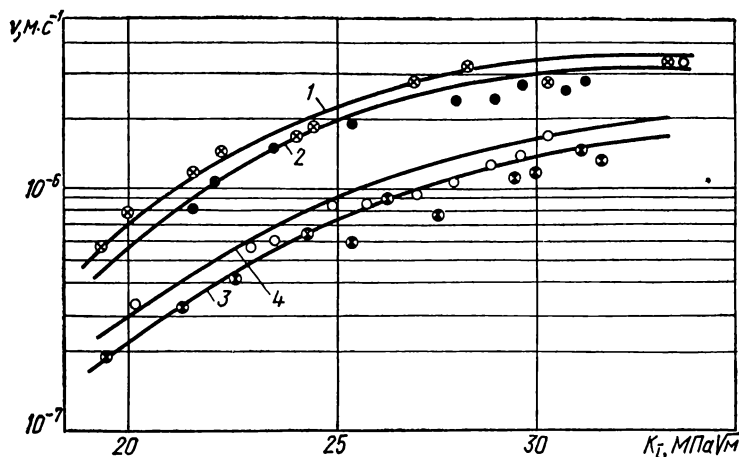


Рис. 2.160. Зависимость статической коррозионной трещиностойкости стали 40ХН от pH коррозионной среды в вершине трещины (отпуск 473 К, 2 ч,  $\sigma_B = 1810$  МПа,  $\delta = 11,4$  %,  $\psi = 53,8$  %,  $K_{Ic} = 50,9$  МПа  $\cdot \sqrt{м}$ ): 1 — pH 2; 2 — pH 3; 3 — pH 4; 4 — pH 6. Заданное значение pH коррозионной среды получали добавлением в 3,5 %-ной (pH 6,5) соляной кислоты [262].

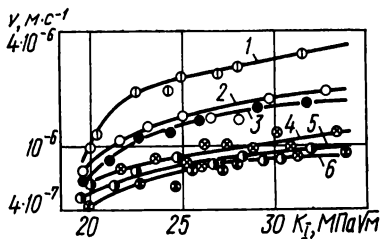
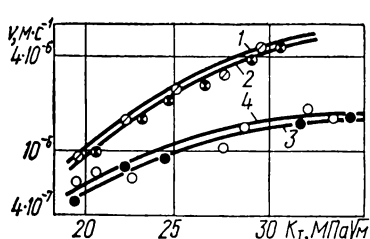


Рис. 2.161. Зависимость статической коррозионной трещиностойкости стали 40Х13 от pH коррозионной среды в вершине трещины (отпуск 573 К, 2 ч, охлаждение с печью;  $\sigma_B = 1435$  МПа;  $\delta = 6,5$  %;  $\psi = 3,8$  %;  $K_{Ic} = 37,5$  МПа  $\cdot \sqrt{м}$ ): 1 — pH 2; 2 — pH 3; 3 — pH 4; 4 — pH 6 [263].

Рис. 2.162. Зависимость статической коррозионной трещиностойкости стали 40ХН от концентрации ионов хлора  $C[Cl^-]$  в вершине трещины (отпуск 473 К):

1 —  $C = 0$  моль  $\cdot л^{-1}$ ; 2 —  $C = 0,1$  моль  $\cdot л^{-1}$ ; 3 —  $C = 0,3$  моль  $\cdot л^{-1}$ ; 4 —  $C = 0,5$  моль  $\cdot л^{-1}$ ; 5 —  $C = 1,0$  моль  $\cdot л^{-1}$ ; 6 —  $C = 1,5$  моль  $\cdot л^{-1}$  [263].

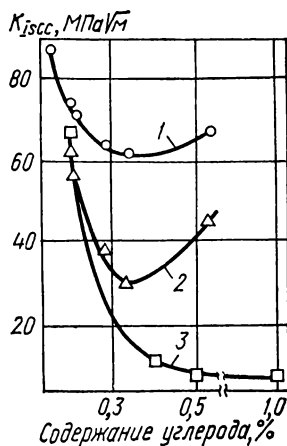
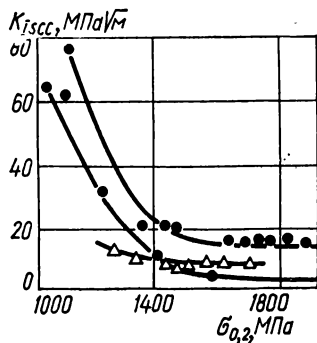


Рис. 2.163. Зависимость  $K_{Isc} - \sigma_{0,2}$  для сталей типа AISI4340 с различным размером аустенитного зерна:

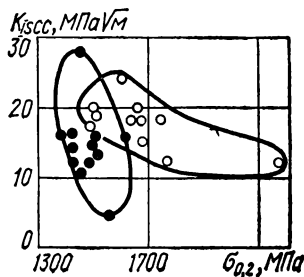
● —  $d = 5-20$  мкм;  $\Delta$  —  $d = 78$  и  $172$  мкм [264].

Рис. 2.164. Зависимость уровня  $K_{Isc}$  стали типа AISI4340, испытанной в 3,5 %-ном растворе NaCl (1, 2) и сталей 20X, 40X, 50X, ШХ15 (отпуск 473 К), испытанных в дистиллированной воде (3) от содержания углерода:

1 —  $\sigma_{0,2} = 1210$  МПа; 2 —  $\sigma_{0,2} = 1370$  МПа [264].

Рис. 2.165. Зависимость  $K_{Isc} - \sigma_{0,2}$  для сталей типа AISI4340:

● — сталь основного состава; ○ — сталь, легированная кремнием [264].



# ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ПРИ ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

## 3.1. Вводные замечания

Для оценки характеристик хрупкой прочности и поведения металлов при динамическом нагружении необходимо регламентировать условия проведения испытаний, оставляя переменным только тот фактор, влияние которого изучается. Сведения, изложенные в этой главе, являются логическим развитием нормативных документов [1, 2].

Для материалов, чувствительных к скорости деформирования (мягкие конструкционные низколегированные стали) увеличение скорости нагружения приводит, с одной стороны, к повышению сопротивления пластическому деформированию, а с другой — к снижению характеристик пластичности. Эти процессы по-разному влияют на характеристики трещиностойкости с увеличением скорости деформирования. Поэтому целесообразно получение соответствующих характеристик прочности в широкой области изменения скорости нагружения. В табл. 3.1 приведены характерные диапазоны скоростей изменения коэффициента интенсивности напряжений ( $K_I$ ) для опасных в отношении прочности дефектов и наиболее высоких скоростей нагружения [3]. Скорость нагружения рекомендуется характеризовать скоростью изменения коэффициента интенсивности напряжений  $K_I$ , определяемой по формуле

$$K_I = \frac{P}{t \sqrt{b}} Y. \quad (3.1)$$

Скорость нагружения  $\dot{P}$  зависит от жесткости системы машина — образец и связана со скоростью перемещения захватов  $v_f$ , определяемой соотношениями (рис. 3.1)

$$\dot{f} = \dot{f}_0 + \dot{f}_m; \quad \dot{f} = v_f \tau, \quad (3.2)$$

зависимостью

$$\dot{P} = \frac{v_f}{1/G_1 + 1/G_m}, \quad (3.3)$$

где  $f_0$ ,  $G_1$  и  $f_m$ ,  $G_m$  — деформация (прогиб, удлинение) и жесткость образца и машины соответственно. Из этого соотношения следует, что скорость нагружения зависит от жесткости испытательной машины и податливости образца. Отсюда вытекают преимущества машины, имеющей большую жесткость, при проведении динамических испытаний.

Для практического использования характеристик разрушения образцов с трещинами при динамическом нагружении следует определить комплекс характеристик трещиностойкости: силовых —  $K_{Ic}^A$ ,  $K_c^A$ , деформационных —  $\delta_c^A$  и энергетических  $a_c^A$  в диапазоне значений  $K_I$  от  $0,5 \text{ МПа} \times \sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$  (статическое нагружение) до  $5 \cdot 10^4 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$ , что

Т а б л и ц а 3.1. Характерные скорости изменения коэффициента интенсивности напряжений [3]

Вид конструкции	$\dot{K}_I$ , МПа · $\sqrt{м}$ · с <sup>-1</sup>
Резервуары	1—10
Сосуды давления и трубопроводы при гидронспытаниях	10—10 <sup>2</sup>
Мосты и краны, строительные и дорожные машины	10 <sup>2</sup> —10 <sup>3</sup>
Шасси самолета	10 <sup>4</sup>
Автомобильный транспорт	10 <sup>5</sup>
Железнодорожный транспорт	10 <sup>6</sup>
Оборудование для штамповки	10 <sup>8</sup>
Суда при столкновении	10 <sup>8</sup>
Конструкции, подвергаемые взрывным воздействиям	10 <sup>11</sup>

соответствует скорости перемещения захватов испытательной машины от  $8,3 \cdot 10^{-5}$ — $16,6 \cdot 10^{-5}$  м · с<sup>-1</sup> до 10—20 м · с<sup>-1</sup>; при этом рекомендуется выбирать значения  $\dot{K}_I$ , отличающиеся на порядок.

Если инициация трещины осуществляется на восходящем участке диаграммы разрушения (рис. 3.2), то параметр  $K_I$  при  $K_I < K_Q$  в значительной степени определяет процесс местного деформирования в вершине трещины. Величина  $\dot{K}_I$  оказывается пропорциональной скорости деформации

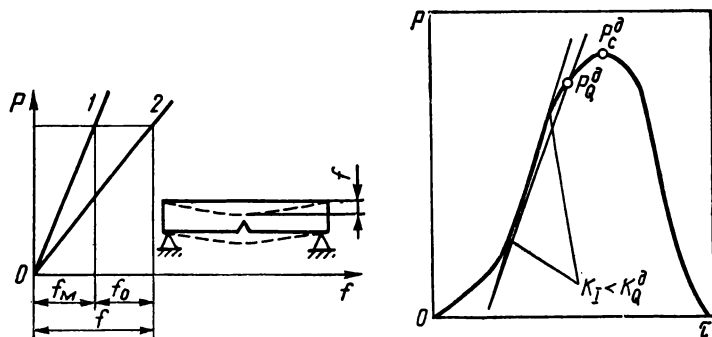


Рис. 3.1. Зависимость нагрузки от деформации испытательной машины (1) и образца (2).

Рис. 3.2. Диаграмма разрушения образца.

$\dot{\epsilon}_*$  на границе упругой и пластической зон, а так как сама эта граница определяется через  $K_I$ , то параметра  $\dot{K}_I$  достаточно для характеристики условий нагружения образцов с трещиной. В диапазоне средних значений  $\dot{K}_I$  до 50 МПа ·  $\sqrt{м}$  · с<sup>-1</sup> применимы рекомендации, сформулированные в [1] для случая статического нагружения. При этом ориентировочные размеры образцов для испытаний назначаются по механическим свойствам материала, определяемым при статических ( $\sigma_{0,2}$ ,  $E$ ) или динамических ( $\sigma_{0,2}^d$ ,  $E$ )

испытаниях, учитывая повышение текучести на 15—30 % для большинства сталей. При определении характеристик трещиностойкости в области высоких значений возникают значительные методические трудности регистрации параметров разрушения вследствие наличия волновых процессов инерционных усилий и колебаний [4, 5]. Предварительно проведенные эксперименты позволяют рекомендовать оптимальные схемы расположения датчиков

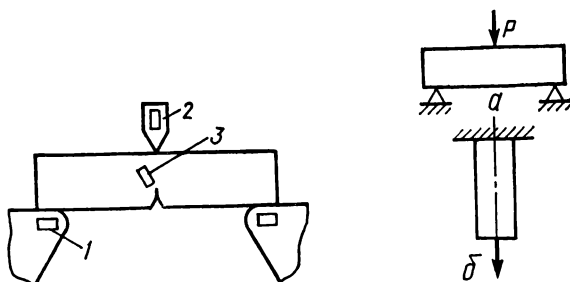


Рис. 3.3. Схемы размещения тензорезисторов:

1 — опора; 2 — силовонагружающий элемент; 3 — образец.

Рис. 3.4. Схемы нагружения образцов:

$a$  — трехточечный изгиб  $v = \frac{\pi}{2l^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho F}}$ ;  $б$  — осевое растяжение  $v = \frac{\pi}{4l} \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ .

для измерения усилий, требования к их калибровке, методы регистрации перемещений и полных диаграмм разрушения.

Для измерения динамических усилий из трех схем размещения тензорезисторов (рис. 3.3): на опорах — 1, силовонагружающем элементе — 2 и на образце в зоне исходной трещины — 3 рекомендуются две последние, причем третья схема предлагается для случая испытаний крупногабаритных образцов. Регистрирующая аппаратура для высокоскоростных испытаний ( $5\text{--}10 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$  и более) должна выбираться с учетом собственной частоты колебаний образцов  $v$  при соответствующей схеме нагружения (рис. 3.4). Возможности регистрации раскрытия трещины с применением датчиков

Т а б л и ц а 3.2. Область применения измерительных приборов [3]

Прибор	Скорость нагружения, $\text{м} \cdot \text{с}^{-1}$	Время процесса (нижняя граница), с
Потенциометр двухкоординатный со следящим уравновешиванием марок ПДП, ПДС, ЛКД	$<3$	$>2$
Светолучевые осциллографы марок Н-115, Н-117, Н-700	$<2 \cdot 10^2$	$>5 \cdot 10^{-2}$
Тензометрический усилитель «Топаз-3»	$<2 \cdot 10^2$	$>5 \cdot 10^{-2}$
Электронно-лучевые осциллографы марок С-8-2, С-8-9А, НО23	$<5 \cdot 10^3$	От $10^{-5}$ до $10^{-3}$
Датчик смещения с тензорезисторным преобразователем	$<3$	$>4 \cdot 10^{-2}$
Динамометр для ударных нагрузок	$<10^4$	$>10^{-5}$



смещения также ограничиваются собственными частотами тензометров. В табл. 3.2 приведены приближенные оценки областей применения некоторых измерительных приборов.

При определении характеристик трещиностойкости наиболее информативными являются диаграммы сила — смещение берегов трещины и сила — перемещение по оси действия силы, однако, учитывая сложность их регистрации при ударных испытаниях, допускается использование в последнем случае диаграмм сила — время и перемещение — время; при этом в качестве расчетных используются максимальные усилия с учетом соответствующей

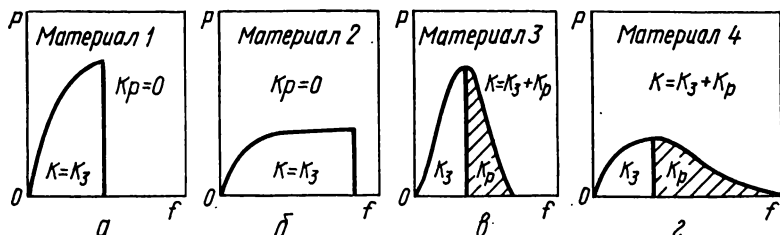


Рис. 3.5. Схематическое изображение диаграмм разрушения нагрузка — прогиб для различных материалов при одинаковой ударной вязкости.

щих инерционных поправок (рис. 3.5). Результаты могут быть представлены в виде зависимостей характеристик разрушения, в частности  $K_{Ic}^A$ , от величины  $K_I$ . При их анализе в случае серийных испытаний с варьированием температуры следует иметь в виду возможность связи между величинами  $K_{Ic}^A$ ,  $\dot{K}_I$ ,  $T$  в виде обобщенных температурно-скоростных зависимостей вида

$$K_{Ic}^A = T \ln \frac{A \dot{K}_I}{\dot{K}_I}, \quad (3.4)$$

или, учитывая связь между  $\dot{K}_I$  и  $\dot{\epsilon}_*$  для ряда сталей низкой и средней прочности и некоторых алюминиевых сплавов,

$$K_{Ic}^A = T \ln \frac{A \dot{\epsilon}_*}{\dot{\epsilon}_*}. \quad (3.5)$$

В более сложных случаях температурно-скоростная зависимость существует для некоторой комбинации величин и параметров деформирования материала и может быть описана [6] зависимостью вида

$$\frac{K_{Ic}^A}{\sigma_{0,2}^A} = T \ln \frac{A \dot{\epsilon}_* \sigma}{\dot{\epsilon}_*}. \quad (3.6)$$

Существование соотношений (3.4) — (3.6) объясняется тем, что для ряда материалов (стали низкой и средней прочности) имеет место температурно-скоростная эквивалентность предела текучести [7]:

$$\sigma_{0,2}^A = T \ln \frac{A \sigma}{\dot{\epsilon}_*}. \quad (3.7)$$

Наличие обобщенных температурно-скоростных зависимостей для характеристик трещиностойкости позволяет существенно сократить объем испытаний, необходимых для определения  $K_{Ic}^A$  и строить указанные зависимости на

основе данных, полученных в легко реализуемых температурных и скоростных диапазонах. По температурным зависимостям  $K_{Ic}^d$ , соответствующим разным значениям  $\dot{K}_I$  ( $\ast$ ), можно определять критическую температуру, разделяющую участки кривой  $K_{Ic}(T)$  с резко различной скоростью  $\partial K_{Ic}^d / \partial T$  изменения  $K_{Ic}^d$  [6, 8].

Температурные испытания предполагают определение критических температур хрупкости, а также температуры нулевой пластичности, которые наряду с характеристиками трещиностойкости оценивают сопротивление материала распространению трещины.

### **3.2. Основные методы оценки склонности материалов к хрупкому разрушению при динамическом нагружении**

**Ударная вязкость и оборудование для ее определения.** Наибольшее распространение получили ударные испытания на трехточечный изгиб с различной формой концентраторов, а также испытания падающим грузом (ИПГ) [5, 9—14]. Последние особенно эффективны в тех случаях, когда необходимо оценить работу материала той толщины, который используется в конструкции. В процессе ударных испытаний образцов при трехточечном изгибе (предложенного в 1909 г. Шарпи) определяют ударную вязкость. Под ударной вязкостью понимают либо полную работу  $K$  на деформирование и разрушение надрезанного образца, либо (чаще) удельную работу  $K_S$ , т. е. работу, отнесенную к площади поперечного сечения образца в надрезах до испытания. При инструментированном проведении экспериментов работа выражается площадью под кривой диаграммы нагрузка  $P$  — прогиб  $f$ . Эта площадь (рис. 3.5) зависит как от максимальной нагрузки и максимального прогиба, так и от формы кривой, т. е. от соотношения между работой на зарождение трещины  $K_z$  и работой на разрушение и сопутствующее ему пластическое деформирование  $K_p$ . Материалы 1 (рис. 3.5, а) и 2 (рис. 3.5, б) или 3 (рис. 3.5, в) и 4 (рис. 3.5, г) могут обладать одинаковой ударной вязкостью при разных значениях нагрузки и прогиба. В то же время материалы 1 и 3, а также 2 и 4 могут характеризоваться при одинаковой и максимальной нагрузке и одинаковом значении  $K$  различными соотношениями между  $K_z$  и  $K_p$ .

Работа  $K_p$ , отражающая способность материала противодействовать начавшемуся разрушению, в меньшей степени зависит от остроты надреза, чем работа  $K_z$ , т. е. более надежно характеризует свойства материала при надresaх различной остроты. Чем острее надрез, тем меньше работа  $K_z$  и тем меньше разность между  $K$  и  $K_p$ .

В связи с этим в последнее время в большинстве зарубежных стран надрез Менаже с радиусом основания надреза  $R = 1$  мм заменен V-образным надрезом  $R = 0,25$  мм. Такой надрез был введен и в СССР (ГОСТ 9454—60 тип IV).

В СССР в 1955 г. предложено применять в качестве надреза при испытании на статический и ударный изгиб усталостную трещину [15]. При испытании таких образцов полученную ударную вязкость уже можно считать практически равной работе разрушения  $K_p$ .

Для реализации ударного нагружения применяют копры маятниковые, с падающим грузом, ротационные, пневматические и др. В практике исследований наибольшее распространение получили маятниковые копры, у которых скорость движения маятника не превышает  $5-10 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ . При необходимости изучения свойств конструкционных материалов при более высоких скоростях применяют копры ротационные, пневматические и взрыв-

ного действия. Наибольшее распространение получили маятниковые копры МК-15 и МК-30, которые позволяют испытывать образцы на сосредоточенный изгиб различных материалов и размеров с переменным запасом энергии. Для испытания больших образцов используют копры с запасом энергии  $7,5 \cdot 10^2 - 2,5 \cdot 10^3$  Дж, а для испытаний неметаллических материалов

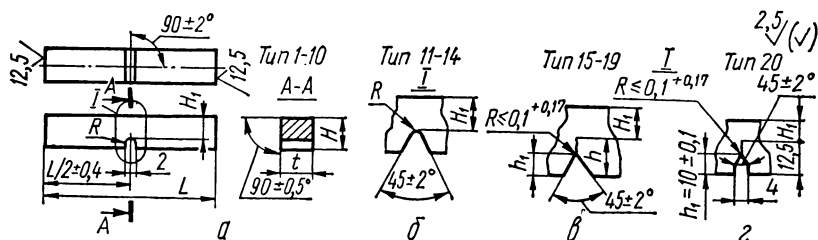


Рис. 3.6. Форма и размеры концентраторов образцов на ударный изгиб [16].

применяют копры с максимальным запасом работы меньше 10 Дж. Подробное описание различных копьев можно найти в работе [10].

Типы образцов, применяемых на ударный изгиб. Согласно ГОСТ 9454—78 [16] для испытания на ударный изгиб применяют образцы с U-образным концентратором (рис. 3.6, а), V-образным концентратором (рис. 3.6, б) и с V-образным концентратором, заканчивающимся усталостной

Таблица 3.3. Размеры образцов, применяемых при испытаниях на ударный изгиб [16] (см. рис. 3.6)

Тип образца	$t$ , мм	$H$ , мм	$H_1$ , мм	Тип концентратора	$R$ , мм	$h_1$ , мм	$h$ , мм	$L$ , мм
1	$10 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$8 \pm 0,1$	U	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
2	$7,5 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$8 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
3	$5 \pm 0,05$	$10 \pm 0,1$	$8 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
4	$2 \pm 0,05$	$8 \pm 0,1$	$6 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
5	$10 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$7 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
6	$7,5 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$7 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
7	$5 \pm 0,05$	$10 \pm 0,1$	$7 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
8	$10 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$7 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
9	$7,5 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$5 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
10	$5 \pm 0,05$	$10 \pm 0,1$	$7 \pm 0,1$	»	$1 \pm 0,1$	...	...	$55 \pm 0,6$
11	$10 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$8 \pm 0,1$	V	$0,25 \pm 0,025$	...	...	$55 \pm 0,6$
12	$7,5 \pm 0,1$	$10 \pm 0,1$	$8 \pm 0,1$	»	$0,25 \pm 0,025$	...	...	$55 \pm 0,6$
13	$5 \pm 0,05$	$10 \pm 0,1$	$8 \pm 0,1$	»	$0,25 \pm 0,025$	...	...	$55 \pm 0,6$
14	$2 \pm 0,05$	8	$6 \pm 0,05$	»	$0,25 \pm 0,025$	...	...	$55 \pm 0,6$
15	$10 \pm 0,10$	11	...	T	Трещина	1,5	3,0	$55 \pm 0,6$
16	$7,5 \pm 0,1$	11	...	»	»	1,5	3,0	$55 \pm 0,6$
17	$5 \pm 0,05$	11	...	»	»	1,5	3,0	$55 \pm 0,6$
18	$2 \pm 0,05$	9	...	»	»	1,5	3,0	$55 \pm 0,6$
19	$10 \pm 0,1$	10	...	»	»	3,5	5,0	$140 \pm 0,6$
20	$25 \pm 0,1$	25	...	»	»	10,0	12,5	$140 \pm 0,6$

трещиной (Т) (рис. 3.6, в, г). Размеры образцов приведены в табл. 3.3. При проведении испытаний тип концентратора выбирают исходя из важности конструкции, материал для которой проверяют. Так, при приемосдаточных испытаниях, выборе материалов и сплавов испытывают U-образцы; для конструкций повышенной степени надежности (материалы магистральных трубопроводов, транспортных средств, летательных аппаратов) — V-образцы; для особо ответственных конструкций, анализа причин разрушения — Т-образцы.

**Проведение испытаний на трехточечный ударный изгиб и обработка результатов.** Подготовленный стандартный образец устанавливают на опоры копра (рис. 3.7) с помощью шаблона. При расположении концентратора

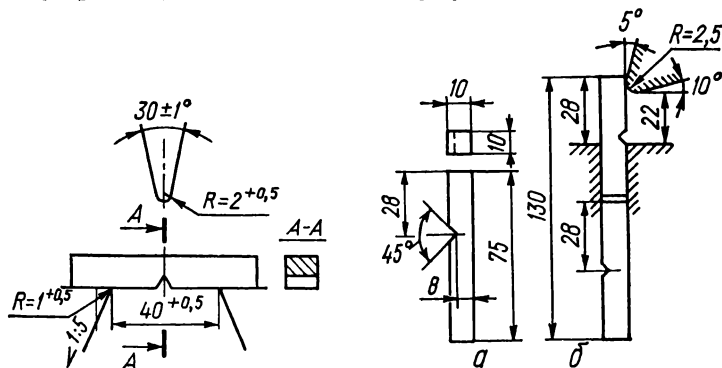


Рис. 3.7. Размеры и форма стандартного ударного образца, опор и ножа маятника. Для образцов типа 20  $L = 100^{+0.5}$ .

Рис. 3.8. Схема ударного испытания по Изоду:

а — форма и размеры консольного образца; б — схема испытания по Изоду.

относительно опор допустима погрешность  $\pm 0,5$  мм. Ударом маятника со стороны, противоположной концентратору, разрушают образец.

После разрушения образца по шкале копра определяют работу удара. Принято обозначать [16] работу соответственно KU, KV или KT и последующими цифрами, указывающими максимальную энергию удара маятника, глубину концентратора и толщину образца, где K — символ работы удара, а U, V и T — тип концентратора. Ударную вязкость принято обозначать символом KC с добавлением букв U, V и T, цифровых индексов, указывающих температуру испытания, максимальную энергию удара маятника, глубину концентратора и толщину образца. Например, определение ударной вязкости на образцах с трещиной (тип T) при температуре испытания  $T = 240$  К, максимальной энергии удара маятника 300 Дж, глубиной концентратора 3 мм, толщиной образца 7,5 мм обозначают так:  $KCT^{240} 300/3/7,5$ .

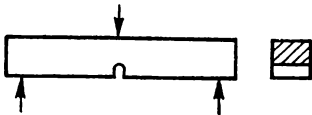
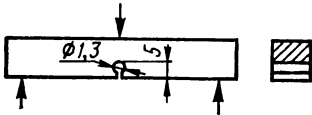
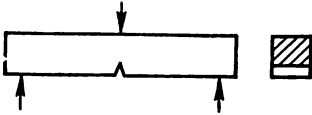
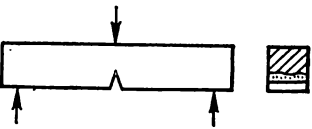
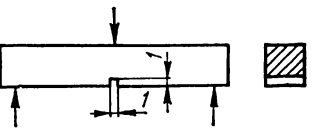
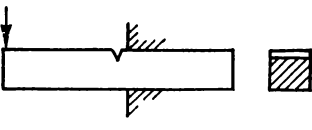
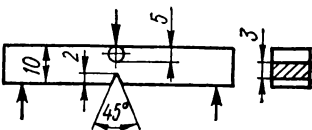
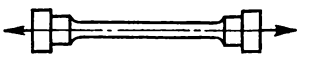
Ударную вязкость определяют по формуле

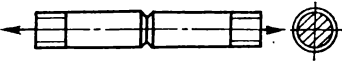
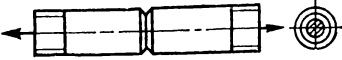
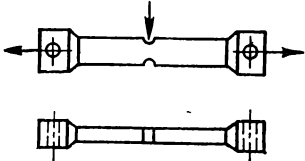
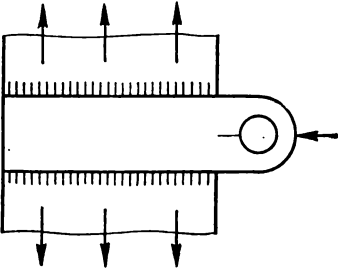
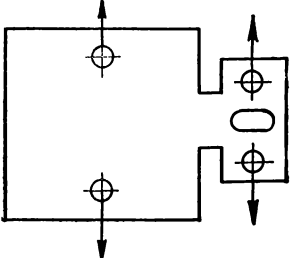
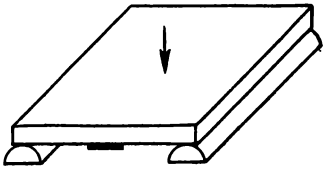
$$KC = \frac{K}{F_H} . \quad (3.8)$$

**Другие формы образцов для испытаний при динамическом нагружении.** За рубежом (США и Англия) применяли несколько измененный метод ударного испытания — испытание образца на консольный изгиб (испытание по Изоду). Размеры образца и схема испытания представлены на рис. 3.8.

В табл. 3.4 приведены различные типы образцов и схемы нагружения, применяемые для оценки склонности конструкционных материалов к хруп-

**Т а б л и ц а 3.4. Основные типы образцов и схемы нагружения, применяемые для оценки склонности материала к хрупкому разрушению [4, 5, 10, 22, 23]**

Тип образца, способ испытаний	Схема нагружения образца
Образец с надрезом Менаже (ГОСТ 9454—78), ударный изгиб (тип U)	
Образец с надрезом Шарпи, ударный изгиб	
Образец с V-образным надрезом (ГОСТ 9454—78), ударный изгиб (тип V)	
Образец с V-образным надрезом, заканчивающимся усталостной трещиной (ГОСТ 9454—78), ударный изгиб (тип T)	
Образец с квадратным надрезом (Фремоны), ударный изгиб	
Образец с V-образным надрезом (ударный изгиб по Изоду)	
Ударный изгиб по Шнадту	
Ударное растяжение гладкого цилиндрического образца (по ASTM)	

Тип образца, способ испытаний	Схема нагружения образца
Ударное растяжение цилиндрического образца с кольцевой выточкой (Иванова — Кудряшов)	
Ударное растяжение цилиндрического образца с кольцевой усталостной трещиной (Панасюк — Ковчик — Когут)	
Испытание на растяжение с боковым ударом (по COD — ESSO)	
Испытание пластины на растяжение с инициированием разрушения боковым ударом (по Робертсону)	
Испытание на двойное растяжение (по Каназаве)	
Ударный изгиб плиты со сварным швом и надрезом (по Пеллини — DWTT)	

кому разрушению при динамическом нагружении, и влияния различных факторов на параметры хрупкого разрушения (образцы на ударный изгиб используют для оценки влияния металлургических, технологических и структурных факторов). На основе сериальных температурных зависимостей  $K_{CU}$ ,  $K_{CV}$ ,  $K_{CT}$  определяют склонность металла к хладноломкости, находя по резкому изменению  $K_C$  в зависимости от температуры испытания или по нормированному значению  $K_C$  значение критических температур хладноломкости.

Для аналогичных целей применяют и более жесткий вид испытания — ударное растяжение цилиндрических образцов с кольцевой выточкой [17] и с кольцевой усталостной трещиной [18]. Эффективность применения таких образцов иллюстрируется [19, 20, 21] при оценке влияния различных охрупчивающих факторов на склонность к хрупкому разрушению конструкционных сталей.

Предложенный Т. Робертсоном и Д. Хантом [24—26] образец на растяжение с инициированием разрушения боковым ударом, а также Каназаевой [27] на двойное растяжение могут быть успешно использованы для определения температуры остановки трещины в зависимости от приложенного напряжения.

### **3.3. Анализ основных подходов определения трещиностойкости материалов при динамическом нагружении**

**Характеристики динамической трещиностойкости.** Сопротивление распространению трещин в материалах при динамическом нагружении оценивают силовыми, деформационными и энергетическими характеристиками. К силовым характеристикам трещиностойкости относят:

критическое значение коэффициента интенсивности напряжений  $K_C^d$  — количественную характеристику поля динамических напряжений на стадии возникновения разрушения в окрестности вершины трещины при скоростях деформирования выше  $16,6 \cdot 10^{-2} \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$ ;

критическое значение коэффициента интенсивности напряжений  $K_{Ic}^d$  в условиях максимального стеснения пластической деформации при динамическом нагружении;

критическое значение коэффициента интенсивности напряжений на стадии остановки трещины  $K_C^0$ ;

критические напряжения  $\sigma_C^d$  или  $\sigma_{C0}^d$  — номинальные напряжения соответственно по неослабленному или ослабленному трещиной сечению на стадии возникновения разрушения.

К деформационным характеристикам трещиностойкости относят:

критическое раскрытие трещины  $\delta_c$  — взаимное перемещение берегов трещины в ее вершине при скоростях деформирования выше  $16,6 \times 10^{-2} \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$ , определяемое в момент возникновения разрушения по данным измерений перемещений  $\Delta c$  в соответствующих точках образцов.

К энергетическим характеристикам трещиностойкости относят удельную работу разрушения  $a_C^d$  — характеристику энергетических затрат на деформирование и разрушение образца, определяемую как отношение работы внешних сил к площади исходного ослабленного сечения.

Наряду с другими характеристиками механических свойств указанные характеристики трещиностойкости могут быть использованы для сравнения различных вариантов химического состава, технологических процессов изготовления, обработки и контроля качества металлов и сплавов; сопоставле-

ния материалов при обосновании их выбора для машин и конструкций; оценки прочности элементов конструкций, имеющих значительный запас потенциальной энергии упругих деформаций или подвергающихся динамическому нагружению со скоростью более  $16,6 \cdot 10^{-2} \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$ , с учетом их дефектности, конструктивных форм и условий эксплуатации; анализа причин разрушения конструкций. Как и при статическом нагружении, методы определения динамической трещиностойкости можно условно разделить на такие группы:

методы, основанные на использовании соответствующих решений задач в рамках линейной механики разрушения;

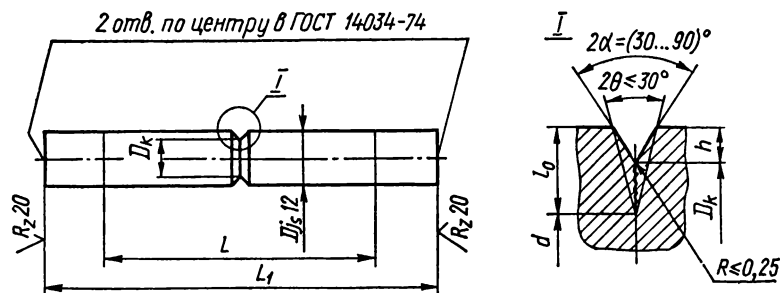


Рис. 3.9. Цилиндрический образец с кольцевой трещиной для испытаний на ударное растяжение и изгиб.

Соотношение размеров:  $L = 5D$ ;  $L_1 = 10D$ ;  $l_0 = 0,5$  ( $D - d \geq h + 1,5 \text{ мм}$  и  $l_0 \geq 3,7h \tan \alpha$ ;  $D_k = D - 2h \approx (0,65 \div 0,85) D$ ).

методы прямого измерения энергетических характеристик трещиностойкости, т. е. измерение работы, затрачиваемой на образование единицы новой поверхности материала;

методы, основанные на корреляционных зависимостях между динамической трещиностойкостью и другими измеряемыми физико-механическими характеристиками.

Методы определения коэффициента интенсивности напряжений при динамическом нагружении нашли широкое распространение в практике исследований сопротивляемости распространению трещин. Такие методы основаны на решении конкретных задач предельного равновесия трещин и использовании зависимостей между коэффициентом интенсивности напряжений  $K_{Ic}^D$  и нагрузкой  $P_c^D$ , при достижении которой распространяется трещина заданной длины  $l$ , и некоторой функцией для рассматриваемого тела определенных размеров  $l, a, b, c$ :

$$K_{Ic}^D = P_c^D f(l, E, \nu, a, b, c).$$

Установлено [3], что наиболее приемлемыми для таких испытаний являются цилиндрические образцы с кольцевыми трещинами при осевом растяжении или трехточечном изгибе, плоские образцы с боковыми трещинами для испытаний на трехточечный изгиб и плоские прямоугольные образцы для испытаний на внецентренное растяжение.

Цилиндрический образец с кольцевой трещиной (рис. 3.9). Величину  $K_{Ic}^D$  для цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами вычисляют по формулам [28]:



**Т а б л и ц а 3.5. Значение функции  $Y_{1p}$  в зависимости от глубины трещины и эксцентриситета опасного сечения при растяжении (см. рис. 3.9)**

$2s/d$	$d/D$								
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
0	24,9555	8,706	4,661	2,963	2,061	1,507	1,126	0,8322	0,5595
0,01	25,628	8,915	4,759	3,018	2,093	1,527	1,140	0,8443	0,5766
0,02	26,301	9,124	4,857	3,072	2,126	1,548	1,154	0,8562	0,5925
0,03	26,973	9,332	4,955	3,126	2,158	1,568	1,168	0,8677	0,6073
0,04	27,643	9,539	5,052	3,179	2,190	1,588	1,182	0,8789	0,6212
0,05	28,314	9,746	5,149	3,232	2,222	1,608	1,195	0,8899	0,6342
0,06	28,982	9,953	5,246	3,285	2,253	1,628	1,209	0,9006	0,6465
0,07	29,651	10,159	5,342	3,338	2,285	1,648	1,222	0,9110	0,6581
0,08	30,319	10,364	5,438	3,391	2,316	1,667	1,235	0,9212	0,6691
0,09	30,985	10,569	5,534	3,443	2,347	1,687	1,248	0,9312	0,6795
0,10	31,652	10,774	5,629	3,495	2,378	1,706	1,261	0,9410	0,6895

**Т а б л и ц а 3.6. Значение функции  $Y_{1n}$  в зависимости от глубины трещины при изгибе (рис. 3.9)**

$d/D$	$Y_{1n}$	$d/D$	$Y_{1n}$	$d/D$	$Y_{1n}$
0,01	70 602	0,31	14,280	0,61	4,195
0,02	12 314	0,32	13,359	0,62	4,098
0,03	4418,8	0,33	12,533	0,63	3,996
0,04	2132,4	0,34	11,789	0,64	3,902
0,05	1211,1	0,35	11,116	0,65	3,813
0,06	762,86	0,36	10,507	0,66	3,726
0,07	516,24	0,37	9,953	0,67	3,643
0,08	368,28	0,38	9,448	0,68	3,563
0,09	273,58	0,39	8,987	0,69	3,485
0,10	209,87	0,40	8,564	0,70	3,409
0,11	165,26	0,41	8,175	0,71	3,336
0,12	132,98	0,42	7,818	0,72	3,264
0,13	108,99	0,43	7,488	0,73	3,195
0,14	90,747	0,44	7,183	0,74	3,126
0,15	76,591	0,45	6,90	0,75	3,059
0,16	65,419	0,46	6,637	0,76	2,993
0,17	56,471	0,47	6,392	0,77	2,927
0,18	49,206	0,48	6,165	0,78	2,862
0,19	43,239	0,49	5,952	0,79	2,797
0,20	38,286	0,50	5,753	0,80	2,733
0,21	34,135	0,51	5,567	0,81	2,668
0,22	30,626	0,52	5,392	0,82	2,602
0,23	27,637	0,53	5,227	0,83	2,536
0,24	25,072	0,54	5,072	0,84	2,469
0,25	22,857	0,55	4,926	0,85	2,401
0,26	20,932	0,56	4,788	0,86	2,330
0,27	19,249	0,57	4,657	0,87	2,257
0,28	16,772	0,58	4,532	0,88	2,182
0,29	16,467	0,59	4,415	0,89	2,103
0,30	15,310	0,60	4,302	0,90	2,020

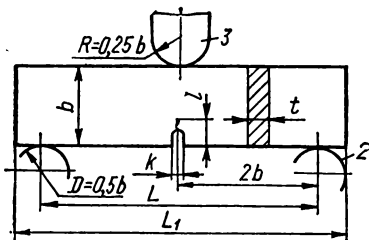


Рис. 3.10. Плоский образец для испытаний на ударный изгиб.

Соотношение размеров:  $b = 2t$ ;  $l = (0,45 \div 0,55) b$ ;  $k \leq 0,06b$ ;  $L = 4b$ ;  $L_1 = 4b + 0,5b$ .

при осевом растяжении —

$$K_Q^A = \frac{P_Q^A}{D \sqrt{D}} Y_{1p}; \quad (3.9)$$

при трехточечном изгибе —

$$K_Q^A = \frac{P_Q^A L}{D^2 \sqrt{D}} Y_{1n}, \quad (3.10)$$

где  $Y_{1p}$ ,  $Y_{1n}$  — безразмерные функции от глубины трещины и эксцентриситета опасного сечения:

$$Y_{1p} = 0,7978 \frac{\sqrt{d/D} [1 - (1 - 2s/d) (d/D)] [1 + \sqrt{1 + 3(2s/d) (D/d - 1)}]^2}{\sqrt{1 + (2s/d - 0,8012) d/D}},$$

$$Y_{1n} = 0,3989 \frac{\sqrt{1 - d/D} [\sqrt{d/D_K} (1 - d/D) + 2 (d/D) \sqrt{d/D}]^2}{(d/D)^2 \sqrt{d/D} \sqrt{1 - 0,8012 d/D}}.$$

Числовые значения функций  $Y_{1p}$  и  $Y_{1n}$  приведены в табл. 3.5 и 3.6.

Плоский образец для испытаний на трехточечный изгиб (рис. 3.10).

Величину  $K_Q^A$  вычисляют по формуле [29]

$$K_Q^A = \frac{P_Q^A}{t \sqrt{b}} Y_2. \quad (3.11)$$

где

$$Y_2 = 6 \sqrt{l/b} [1,93 - 3,07 (l/b) + 14,5 (l/b)^2 - 25,1 (l/b)^3 + 25,8 (l/b)^4].$$

Числовые значения функции  $Y_2$  приведены в табл. 3.7.

Т а б л и ц а 3.7. Значение функции  $Y_2$  в зависимости от  $l/b$  для образцов, испытываемых на сосредоточенный изгиб (см. рис. 3.10)

$l/b$	0,000	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006	0,007	0,008	0,009
0,400	7,85	7,87	7,90	7,92	7,95	7,97	8,00	8,02	8,05	8,07
0,410	8,09	8,12	8,14	8,17	8,19	8,22	8,24	8,27	8,29	8,32
0,420	8,34	8,37	8,39	8,42	8,44	8,47	8,49	8,52	8,54	8,56
0,430	8,59	8,62	8,64	8,67	8,68	8,72	8,74	8,77	8,79	8,82
0,440	8,84	8,87	8,89	8,92	8,94	8,97	8,99	9,02	9,05	9,07
0,450	9,10	9,13	9,15	9,18	9,21	9,23	9,26	9,29	9,32	9,35
0,460	9,37	9,40	9,43	9,46	9,49	9,52	9,54	9,57	9,60	9,63
0,470	9,66	9,69	9,72	9,75	9,78	9,81	9,84	9,87	9,90	9,93
0,480	9,96	9,99	10,03	10,06	10,09	10,12	10,15	10,18	10,21	10,25
0,490	10,28	10,31	10,34	10,38	10,41	10,44	10,48	10,51	10,54	10,56
0,500	10,61	10,65	10,68	10,71	10,75	10,78	10,82	10,85	10,89	10,93
0,510	10,96	11,00	11,03	11,07	11,11	11,14	11,18	11,22	11,25	11,29
0,520	11,33	11,37	11,40	11,44	11,48	11,52	11,56	11,60	11,64	11,67
0,530	11,71	11,75	11,79	11,83	11,87	11,91	11,96	12,00	12,04	12,08
0,540	12,12	12,16	12,20	12,25	12,30	12,33	12,37	12,42	12,46	12,50
0,550	12,55									

Прямоугольный образец для испытаний на внецентренное растяжение (рис. 3.11). Величину  $K_D$  вычисляют по формуле [29]

$$K_Q^A = \frac{P_Q}{t \sqrt{b}} Y_3, \quad (3.12)$$

где

$$Y_3 = \sqrt{l/b} [29,6 - 185 (l/b) + 655 (l/b)^2 - 1017 (l/b)^3 + 639 (l/b)^4].$$

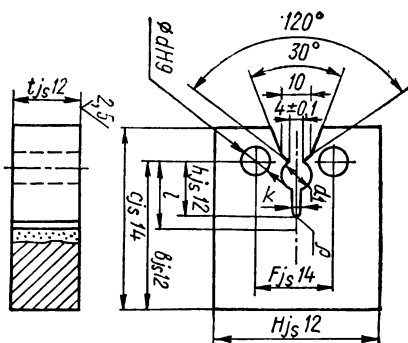


Рис. 3.11. Образец для испытаний на внецентренное растяжение.

Соотношение размеров:  $l = (0,45 \div 0,55)b$ ;  $t = 0,5b$ ;  $C = 1,25b$ ;  $d = 0,25b$ ;  $F = 0,55b$ ;  $h = (0,25 \div 0,45)b$ ;  $H = 1,2b$ ;  $d_1 = 0,15b$ ;  $K = 0,06b$ ; если  $b = 0,25$  мм, то  $K = 1,5$  мм.

Числовые значения функции  $Y$ , приведены в табл. 3.8.

Некоторые замечания об унификации эксперимента. Перечисленные силовые схемы нагружения нашли наибольшее распространение в практике исследований и рекомендуются отечественными нормативными документами [3]. Динамическая трещиностойкость определяется по результатам однократных динамических испытаний образцов с предварительно созданной усталостной трещиной. Испытания проводят с заданной скоростью нагружения, обеспечивающей требуемую скорость увеличения коэффициента интенсивности напряжений. Рекомендуется [3] осуществлять испытания при значениях  $\dot{K}_I$ , равных  $5 \cdot 10^0$ ,  $5 \cdot 10^1$ ,  $5 \cdot 10^2$ ,  $5 \cdot 10^3$ ,  $5 \cdot 10^4$  МПа  $\times \sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$ .

Т а б л и ц а 3.8. Значение функции  $Y_3$  в зависимости от  $l/b$  для прямоугольных образцов, испытываемых на внецентренное растяжение (см. рис. 3.11)

[illegible]

При определении динамической трещиностойкости необходимо выбрать наиболее рациональную форму и размеры образца, создать искусственную трещину, обеспечить необходимую точность регистрации длины трещины и предельной нагрузки при соответствующей скорости деформирования.

Форму и размеры образцов выбирают с учетом целей испытания, назначения, размеров и формы сечений изделий и заготовок, статической прочности и пластичности материала, температуры эксплуатации. Цилиндрические образцы с кольцевой трещиной рекомендуют использовать для пруткового материала круглого, квадратного или прямоугольного сечения, а плоские образцы с одной боковой трещиной (изгиб, внецентренное растяжение) — для листового металла толщиной более 5 мм. Такие образцы можно применять при динамическом нагружении в диапазоне изменения скорости нагружения  $K_1$  от 1,5 до 50 МПа ·  $\sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$ . В диапазоне скоростей увеличения  $K_1$  от  $2,5 \cdot 10^3$  до  $5 \cdot 10^4$  МПа ·  $\sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$  для определения значений

$K_{1c}^D$ ,  $K_c^D$ ,  $a_c^D$  рекомендуют испытывать малогабаритные цилиндрические образцы с кольцевыми трещинами (см. рис. 3.9) с  $D_{\text{max}} = 10$  мм при осевом растяжении или изгибе, образцы с боковой трещиной (см. рис. 3.10) — при трехточечном изгибе, а для определения ударной вязкости КСТ (ГОСТ 9454—78) — образцы типа Т (рис. 3.6, в, г).

Подготовка образцов для определения трещиностойкости при динамическом нагружении (нарезка исходного концентратора и создание усталостных трещин, способ крепления датчика перемещения в диапазоне скоростей 1,5 — 50 МПа ·  $\sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$ ) аналогична подготовке при статическом нагружении.

**Испытательное оборудование.** Испытания по определению трещиностойкости при динамическом нагружении на указанных образцах в диапазоне скоростей нагружения 1,5 — 50 МПа ·  $\sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$  могут быть проведены на испытательных машинах преимущественно повышенной жесткости с механическим, гидравлическим, электрогидравлическим приводами, обеспечивающими нагружение с заданной скоростью. Машины должны быть оснащены электронной аппаратурой для записи диаграмм разрушения  $P - \Delta$  (нагрузка — перемещение берегов трещины) и  $P - f$  (сила — перемещение по оси действия силы). Для испытания образцов в диапазоне скоростей нагружения  $K_1$  от  $2,5 \cdot 10^3$  до  $5 \cdot 10^4$  МПа ·  $\sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$  используют маятниковые копры с запасом энергии до 300 Дж и специализированные копры с повышенным запасом энергии (750, 2500, 15 000 Дж), ротационные копры, а также вертикальные копры с падающим грузом, имеющие запас потенциальной энергии груза от 500 до 15 000 Дж и более. Копры должны быть оснащены электронной аппаратурой для измерения усилий и деформаций, а также регистрирующей аппаратурой для записи диаграмм  $P - f$  (нагрузка — перемещение по оси действия нагрузки) и  $P - \tau$  (сила — время).

Установки должны быть оснащены (при необходимости) крио- и термокамерами или термостатами для охлаждения или нагрева или для предварительного охлаждения или нагрева образцов. Максимальная нагрузка, необходимая для разрушения образца, определяется по формулам:

для цилиндрических образцов при осевом растяжении (см. рис. 3.9) —

$$P_{\text{max}} \geq \frac{\pi d^2}{4} \left( \frac{\sigma_{0,2} + \sigma_b}{2} \right); \quad (3.13)$$

для плоских образцов (см. рис. 3.10) при изгибе —

$$P_{\text{max}} \geq 0,1 \frac{t(b-l)}{b} (\sigma_{0,2} + \sigma_b); \quad (3.14)$$

для образцов (см. рис. 3.11) при внештатном растяжении —

$$P_{\max} \geq 0,2 (b - l) (\sigma_{0,2} + \sigma_B) t. \quad (3.15)$$

Требование к измерительной и регистрирующей аппаратуре, датчикам нагрузки и перемещения при испытаниях до скоростей нагружения  $K_1 = 50 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$  такие же, как и при определении статической трещиностойкости.

При испытаниях со скоростями нагружения выше указанной измерение усилий осуществляется с помощью динамометров, упругим элементом кото-

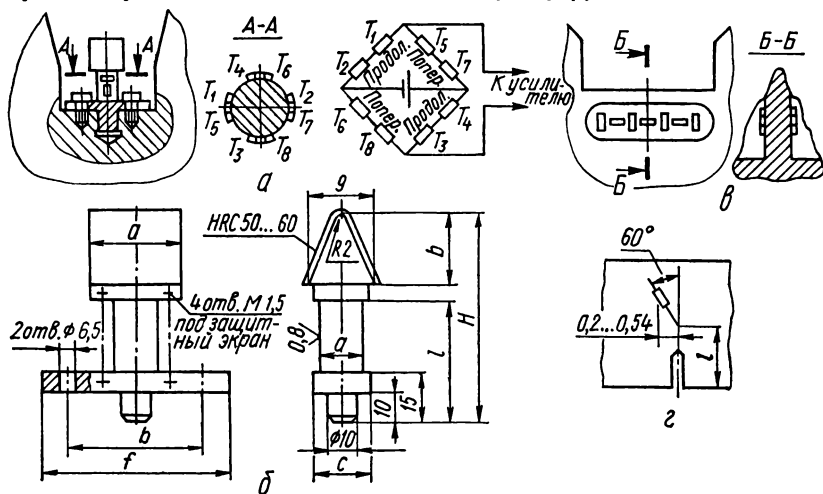


Рис. 3.12. Схема крепления динамометра стержневого типа для испытаний на изгиб и компоновка тензорезисторов (а); некоторые размеры бойка (б); схема расположения тензорезисторов в пазах стандартного диска (в) и на образце (г).

рых служит ударная часть маятника копра. При трехточечном изгибе рекомендуется динамометр стержневого типа (рис. 3.12) применительно к копрам с максимальной потенциальной энергией 150 и 300 Дж. В качестве упругого элемента динамометра может быть использована ударная часть стандартного диска маятникового копра. С целью защиты тензорезисторов от механического повреждения в ножевой части фрезеруют пазы. Схема крепления динамометра стержневого типа для испытаний на изгиб и компоновка тензорезисторов показаны на рис. 3.12.

В процессе испытаний записывают диаграммы  $P - f$  и  $P - t$ . Для этого могут быть использованы светолучевые и электронно-лучевые двухканальные осциллографы (см. табл. 3.2). Диаграмма  $P - t$  должна быть выполнена таким образом, чтобы участок возрастания нагрузки составлял не менее 90 % всей диаграммы по времени. Тангенс угла наклона линейной части диаграммы  $P - t$  должен иметь значение от 1 до 2. Погрешность регистрации перемещения образца  $f$  должна составлять  $\pm 2\%$  от  $f_{\max}$ . Перемещение образца допускается регистрировать путем измерения перемещений ударяющего элемента после его соприкосновения с образцом. Если запись диаграммы  $P - f$  затруднена, она может быть получена после совместной обработки диаграмм  $P - t$  и  $f - t$  (перемещение по линии действия силы — время).

Регистрация перемещений может быть осуществлена с помощью фотоэлектрического устройства (рис. 3.13). В момент соприкосновения молота с образцом кулачок 3, закрепленный на молоте, нажимает на заслонку 2 фотоэлемента 4, которая перекрывает поток света от источника 1, падающий на фотоэлемент 4, сигнал с которого через усилитель 6 подается на вход осциллографа 7.

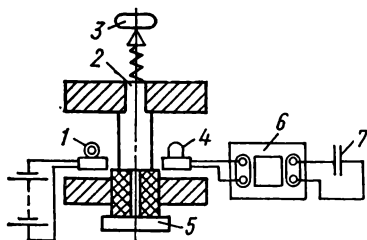


Рис. 3.13. Фотоэлектрическое устройство для измерения перемещений:

1 — источник света; 2 — заслонка; 3 — кулачок; 4 — фотоэлемент; 5 — диафрагма; 6 — усилитель; 7 — горизонтально отклоняющаяся система осциллографа.

Кроме этого для записи диаграммы  $f - t$  можно использовать магнитный метод [30]. Суть метода заключается в следующем. На ударяющий элемент 1 (рис. 3.18) (молот маятникового копра) наклеивается магнитная лента 2 с записанным калибровочным сигналом постоянной частоты  $\nu_c$  от генератора синусоидальных колебаний 4 при перемещении ударяющего элемента с заданной скоростью  $v$ . Сигнал записывается с помощью магнитной головки 3, установленной на стойке копра и соприкасающейся при перемещении молота 1 с магнитной лентой 2. Калибровочная постоянная  $h_d$  (длина волны записанной синусоиды на ленте) определяется по формуле

$$h_d = \frac{v}{\nu_c}. \quad (3.16)$$

**Порядок проведения испытаний и некоторые требования.** Испытания начинаются с проверки и градуировки оборудования и оснастки: испытательных машин, датчиков нагрузки и перемещения, термо- и криокамер и др. При тарировке съемных динамометров стержневого типа необходимо пользоваться той же измерительной и регистрирующей аппаратурой, что и при проведении испытаний. Допустимая нелинейность амплитудно-частотной характеристики измерительного тракта в диапазоне 0—12 кГц равна 10 %.

При применении выфрезерованных динамометров калибровку необходимо производить с использованием образцового динамометра, который устанавливают на копре в месте крепления испытываемых образцов. Сигналы от калибруемого и образцового динамометров регистрируются параллельно двухканальным осциллографом. В процессе калибровки необходимо учитывать, что выходной сигнал с калибруемого динамометра зависит от размера участка контакта со стержнем образцового динамометра и высоты испытываемого образца. Схема крепления образцового динамометра показана на рис. 3.14. После контроля размеров образцов, усталостных трещин, установки приспособлений для испытаний назначают скорости деформирования (по скорости перемещения захвата) или нагружения (по скорости увеличения нагрузки).

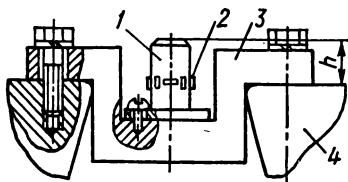


Рис. 3.14. Схема крепления образцового динамометра:

1 — стержень; 2 — тензорезисторы; 3 — скоба; 4 — опора копра;  $h$  — высота образца [3].

В процессе испытаний при скоростях  $K_1$  до 50 МПа ·  $\sqrt{м}$  · с<sup>-1</sup> записываются диаграммы  $P - \Delta$  и  $P - f$ , если испытания проводятся на машинах

с обратной связью. В противном случае дополнительно записывается диаграмма  $P - \tau$  с отметкой точек разрушения и начала роста трещины. Диаграмму  $P - f$  можно получить путем автоматической регистрации или при обработке диаграмм  $P - \tau$  и  $f - \tau$ . При использовании для этих целей магнитного метода (рис. 3.18) магнитную головку 3 соединяют с осциллографом 2 со ждущей разверткой, запуск которого осуществляется сигналом с момента начала калибровочной записи на магнитной ленте 2. Подбор момента пуска осциллографа осуществляют, стирая часть калибровочной записи на магнитной ленте постоянным магнитом. Скорость перемещения ударяющего элемента в процессе испытаний образца отличается от исходной скорости  $v$ , что приводит к записи осциллограммы перемещения в виде синусоиды с изменяющимся периодом колебаний. Обработка полученной осциллограммы производится в соответствии с рис. 3.18. Каждой  $i$ -й вершине синусоиды начиная с момента удара должно соответствовать перемещение (прогиб)

$$f_i = ih_{\Delta}. \quad (3.17)$$

Время, соответствующее  $i$ -й вершине синусоиды, определяют по формуле

$$t_i = S_i \frac{\beta}{v_x}, \quad (3.18)$$

где  $S_i$  — расстояние от начала синусоиды до  $i$ -й вершины;  $v_x$  — скорость развертки осциллографа;  $\beta$  — коэффициент увеличения.

На основе записанных диаграмм определяются нагрузка  $P$ , смещение берегов надреза  $\Delta$  и перемещения по оси действия силы  $f$  до начала неустойчивого распространения трещины. Полученные значения используются для вычисления по соответствующим формулам характеристик разрушения.

Скорость процесса динамического нагружения образцов с трещиной характеризуется скоростью изменения коэффициента интенсивности напряжений  $K_I$ . Для данного типа образца значение  $K_I$  определяется скоростью увеличения нагрузки  $P$  и вычисляется по соответствующим формулам для коэффициента интенсивности напряжений при замене нагрузки  $P_Q^D$  на  $P$ . Необходимое значение  $P$  может быть задано, если используются машины с обратной связью, или определено по наклону линейной части диаграммы  $P - \tau$ . Если отсутствует обратная связь,  $K_I$  не должно отличаться более чем на  $\pm 3\%$  своего среднего значения на протяжении последних  $2/3$  линейной части диаграммы  $P - \Delta$  берегов надреза.

Рекомендуется определять характеристики  $K_{Ic}^D$  и  $K_c^D$  в диапазоне скоростей нагружения от 1,5 до 50 МПа  $\cdot \sqrt{м} \cdot с^{-1}$  на цилиндрических образцах (см. рис. 3.9), плоских образцах с боковой трещиной (см. рис. 3.10) при испытаниях на сосредоточенный изгиб и на внецентренное растяжение (см. рис. 3.11) (предпочтение следует отдавать образцам по рис. 3.9 и 3.10). При скоростях нагружения в диапазоне  $2,5 \cdot 10^3 - 5 \cdot 10^4$  МПа  $\cdot \sqrt{м} \times с^{-1}$  используют малогабаритные цилиндрические образцы по рис. 3.9 с  $D_{\max} = 10$  мм, испытываемые осевым растяжением или изгибом, и образцы с боковой трещиной по рис. 3.10 на трехточечный изгиб.

После испытаний, пользуясь записанными диаграммами разрушения  $P - \Delta$ , определяют нагрузки  $P_Q^D$  и  $P_c^D$ . При этом, как и при статических испытаниях, возможны четыре типа диаграмм разрушения (рис. 3.15). Рекомендуется определять нагрузки следующим образом. Нагрузка  $P_Q^D$  равна разрушающей нагрузке  $P_c^D$ , если диаграмма оканчивается внутри угла, тангенс которого на 5 % меньше, чем тангенс угла касательной к начальной части диаграммы (тип I). При диаграммах типа II, имеющих скачок внутри

этого угла, нагрузка  $P_Q^d$  соответствует максимуму нагружения скачка. Для диаграмм типов III и IV нагрузку  $P_Q^d$  определяют в месте пересечения диаграммы с 5 %-ной секущей. Затем на разрушенных образцах измеряют необходимые параметры в зоне разрушения ( $d, s, l$ ) (подробнее см. п. 1.4). По нагрузке  $P_Q^d$  и измеренным параметрам расчетом определяется  $K_Q^d$ .

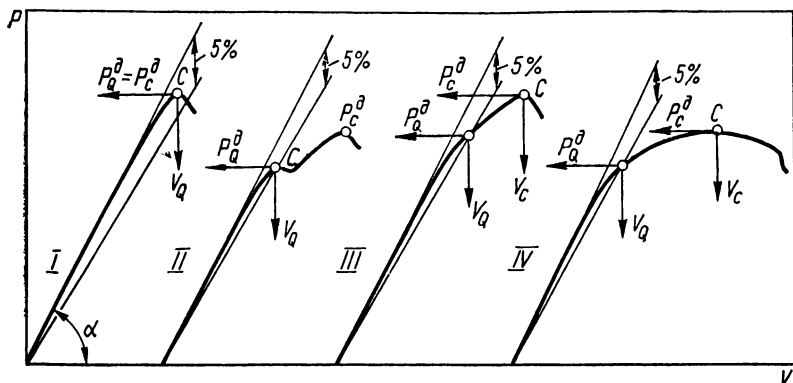


Рис. 3.15. Основные типы диаграмм разрушения  $P - \Delta$  и способ их обработки [3].

Далее, как и при статике, по данным  $K_Q^d$  и предела текучести  $\sigma_{0,2}^d$  материала при данных температурных и скоростных условиях определяют необходимые расчетные размеры образцов по следующим формулам: для цилиндрического образца при осевом растяжении —

$$D_p \geq 2,3 \left( \frac{K_Q^d}{\sigma_{0,2}^d} \right)^2, \quad d_p \geq 1,6 \left( \frac{K_Q^d}{\sigma_{0,2}^d} \right)^2; \quad (3.19)$$

для цилиндрического образца при изгибе —

$$D_n \geq 2,3 \left( \frac{K_Q^d}{\sigma_{0,2}^d} \right)^2, \quad d_n \geq 1,4 \left( \frac{K_Q^d}{\sigma_{0,2}^d} \right)^2; \quad (3.20)$$

для плоских образцов при изгибе в внецентренном растяжении —

$$t_p = \beta \left( \frac{K_Q^d}{\sigma_{0,2}^d} \right)^2. \quad (3.21)$$

Безразмерный коэффициент  $\beta$  может быть равным: 2,5 — для низкоуглеродистых и низколегированных сталей, алюминиевых и титановых сплавов; 0,6 — для чугунов; 5 — для аустенитных сталей.

На основании расчетных размеров определяют относительные размеры поперечного сечения образцов:

$$\left. \begin{aligned} \bar{D} &= D_p/D, \quad \bar{d} = d_p/d, \quad \bar{t} = t_p/t, \\ \bar{\varphi}_c &= \frac{D - D_c}{D} 100 \%, \quad \varphi_c = \frac{t - t_c}{t} 100 \%. \end{aligned} \right\} \quad (3.22)$$



Значение  $K_Q^D$  принимают равным  $K_{Ic}^D$ , если  $P_c^D \leq 1,1 P_Q^D$  и выполняется следующая группа неравенств:

$$\bar{D}, \bar{d}, \bar{l} \leq 1, \quad \bar{\varphi}_c \leq 1,5 \%. \quad (3.23)$$

Если эти условия не выполняются, то для определения  $K_{Ic}^D$  при заданной температуре необходимо увеличить размеры образцов  $l$  или  $D$ . При невыполнении этих условий определяют  $K_c^D$ . Для этого в первом приближении, заме-

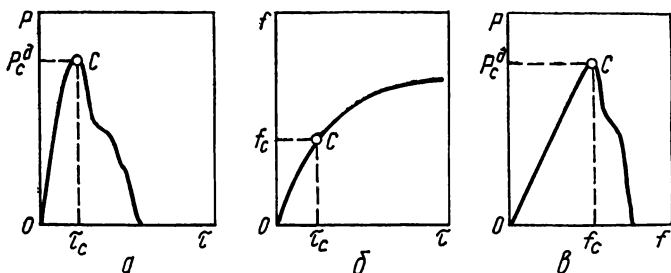


Рис. 3.16. Диаграммы разрушения при ударных испытаниях, используемые для определения максимальных нагрузок:

а —  $P - t$ ; б —  $f - t$ ; в —  $P - f$  [3].

нив  $P_Q^D$  на  $P_c^D$ , определяют величину  $K_c^D$ , а затем рассчитывают условную длину трещины  $l'$ ,  $d'$ :

для цилиндрических образцов —

$$d' = d - \frac{1}{3\pi} \left( \frac{K_c^{D'}}{\sigma_{0,2}} \right)^2; \quad (3.24)$$

для плоских образцов —

$$l' = l + \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_c^{D'}}{\sigma_{0,2}} \right)^2. \quad (3.25)$$

Затем во втором приближении с использованием  $d'$ ,  $l'$  (вместо  $d$  и  $l$ ) определяют значение  $K_c^{D''}$ , а по нему —  $d''$  и  $l''$ . В качестве значения  $K_c^D$  принимается результат того приближения, который отличается от предыдущего не более чем на 2 %.

При испытаниях образцов в диапазоне изменения скорости нагружения от  $2,5 \cdot 10^3$  до  $5 \cdot 10^4$  МПа  $\cdot$   $\sqrt{м} \cdot с^{-1}$  с записью диаграммы  $P - f$  и  $P - t$  для определения характеристик  $K_{Ic}^D$  и  $K_c^D$  в качестве расчетной используют максимальную нагрузку  $P_c^D$  (рис. 3.16) и по соответствующим формулам, заменив  $P_Q^D$  на  $P_c^D$ , вычисляют  $K_{Ic}^D$  и  $K_c^D$ . При определении динамической трещиностойкости необходимо учитывать инерционные усилия, вызванные ускорением движущихся масс. Оценку этих усилий рекомендуют производить по тарировочным диаграммам  $P - f$  или  $P - t$ , записанным при повторном испытании разрушенного и заново склеенного образца. Кроме того, для такой оценки могут быть использованы результаты измерений динамических усилий на ударяющем элементе и на образце в зоне разрушения. Если найденное значение инерционного усилия превышает 3 %  $P_Q^D$  (или  $P_c^D$ ), требуется скорректировать последнее вычитанием из него инер-

ционного усилия. При испытаниях образцов на трехточечный изгиб (см. рис. 3.10) инерционное усилие определяют по формуле

$$P_n^d = 0,5m \frac{v_m^2}{f_c}, \quad (3.26)$$

где  $m$  — масса образца;  $v_m$  — скорость ударяющего элемента в момент удара по образцу;  $f_c$  — прогиб образца на линии действия нагрузки, соответствующей ее максимальному значению.

### 3.4. Охлаждение образцов

При оценке склонности материалов к хрупкому разрушению при температурах, отличных от комнатной, испытываемые образцы необходимо охлаждать. Известно три основных способа охлаждения образцов: охлажде-

Т а б л и ц а 3.9. Хладагенты, применяемые в промышленности и лабораторных условиях [22]

Вещество	Температура кипения при давлении 0,1 МПа			
	°C	К	°F	°R
Бутан	—0,6	272,5	30,9	490,6
Двуокись серы	—10,0	263,1	14,0	473,7
Изобутан	—10,2	262,9	13,6	473,3
Метилхлорид	—23,7	249,4	—10,7	449,0
Твердая углекислота 12	—30,0	243,1	—22,0	437,7
Аммиак	—33,3	239,8	—27,9	431,8
Твердая углекислота 22	—40,6	232,5	—41,0	418,7
Кетон	—41,0	232,1	—41,8	417,9
Пропан	—42,3	230,8	—44,1	415,6
Пропилен	—47,0	226,1	—52,6	407,1
Сернистый водород	—59,6	213,5	—75,3	384,4
Диоксид углерода	—78,5	194,6	—109,3	350,4
Этан	—33,3	184,8	—126,9	382,8
Оксид азота	—89,5	183,6	—129,1	330,6
Этилен	—103,8	169,3	—154,8	304,9
Ксенон	—109,1	164,0	—164,4	295,3
Озон	—111,9	161,3	—169,4	290,3
Криптон	—151,8	121,3	—241,2	218,5
Метан	—161,0	111,7	—258,5	201,5
Кислород	—183,0	90,1	—297,4	162,3
Аргон	—185,7	87,4	—302,3	157,4
Воздух жидкий	—187,0	86,0	—304,6	155,1
Фтор	—187,9	85,1	—305,6	154,3
Углерод моно	—192,0	81,1	—313,6	146,1
Азот	—195,8	77,3	—320,4	139,3
Неон	—245,9	27,2	—410,6	49,1
Тритий	—248,0	25,1	—414,4	45,3
Дейтерий	—249,5	23,6	—417,1	42,6
Водород	—252,7	20,4	—422,9	36,8
Гелий-4	—268,9	4,2	—452,1	7,6
Гелий-3	—269,9	3,2	—453,8	5,9

ние с помощью жидкого хладагента, газовой среды и отвод тепла с помощью металлического холодопровода. В практике исследований наибольшее распространение получил способ охлаждения с помощью жидкого хладагента. Однако применение этого способа ограничено температурами испарения и кипения известных криогенных веществ и связано с использованием различных хладагентов для каждой из температур испытания. Кроме этого использование жидких хладагентов может вызывать адсорбционные или кор-

Т а б л и ц а 3.10. Температуры плавления охлаждающих веществ со снегом или льдом [22]

Неорганическая соль	Количество безводной соли на 100 г льда или снега, г	Температура плавления смеси $T$ , К
$\text{CaCl}_2$	42,2	218
$\text{FeCl}_3$	49,7	218
$\text{KCl}$	30,0	261,9
$\text{MgCl}_2$	27,5	239,4
$\text{NaCl}$	30,4	251,8
$\text{NaNO}_3$	59,0	254,5
$\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$	42,8	262
$\text{NH}_4\text{Cl}$	25,0	257,2
$(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$	62,0	255
$\text{NH}_4\text{NO}_3$	45,0	255,7

Т а б л и ц а 3.11. Значения температур переохлаждения и перегрева в зависимости от температур испытания [16]

$T_{\text{исп}}, \text{ К}$	$T, \text{ К}$		$T_{\text{исп}}, \text{ К}$	$T, \text{ К}$	
	переох- лаждения	перегрева		переох- лаждения	перегрева
173—210	4—6	—	773—873	—	15—20
213—233	3—4	—	873—973	—	20—25
233—283	2—3	—	973—1073	—	25—30
303—473	—	3—5	1073—1173	—	30—40
473—673	—	5—10	1173—1273	—	40—50
673—773	—	10—15			

розионные эффекты, ведущие к уменьшению трещиностойкости материала, дополняющие низкотемпературные эффекты. С этой точки зрения наиболее корректным является испытание в инертной среде или вакууме с использованием металлических (медных или алюминиевых) холодопроводов. Этот способ малопроизводителен. В табл. 3.9 приведены некоторые вещества, которые могут быть использованы в качестве хладагентов [22].

При необходимости создания температуры до 200 К (климатические температуры) могут быть использованы такие легкодоступные вещества: смесь толченого льда с солью, твердая углекислота в чистом виде или в смеси с четыреххлористым углеродом, бензином, хлороформом, спиртом. Температура плавления указанных смесей зависит от природы хладагента и концентрации смеси. Для каждого вещества известна криогидратная концент-

рация, соответствующая минимально достигаемой температуре плавления. В табл. 3.10 приведены криогидратные концентрации и температуры плавления охлаждающих смесей со льдом или снегом.

Охлаждение образцов до температуры ниже 200 К производят с помощью жидких газов: азота, неона, водорода, гелия. Для охлаждения образцов до температуры 77 К используют жидкий азот, температура которого при атмосферном давлении равна 77,3 К.

Для создания температур ниже 77 К в качестве хладагента может быть использован жидкий неон, температура кипения которого 27,2 К, или жидкий водород с температурой кипения 20,4 К. Для создания температур ниже 20 К (до 2,3—1,4 К) необходимо откачивать пары над поверхностью жидкого гелия. В качестве температур испытания принимают температуру образца в момент удара. Перед установкой образца переохлаждают его (если испытания проводят при температуре ниже комнатной). При этом комнатной температурой считают  $293 \pm 10$  К. При заданной температуре образцы в термостате выдерживают не менее 15 мин.

Температуру переохлаждения и перегрева в зависимости от температуры испытания выбирают по табл. 3.11.

### 3.5. Определение энергетической характеристики трещиностойкости $a_c^D$

При ударных испытаниях в диапазоне скоростей нагружения  $K_1$  от 1,5 до 50 МПа ·  $\sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$  удельная работа разрушения  $a_c^D$  может быть определена на цилиндрических образцах (см. рис. 3.9), образцах с боковой трещиной при трехточечном изгибе (см. рис. 3.10), плоских прямоугольных образцах при внецентренном растяжении (см. рис. 3.11). При более высоких скоростях нагружения  $K_1$  от  $2,5 \cdot 10^3$  до  $5 \cdot 10^4$  МПа ·  $\sqrt{\text{м}} \cdot \text{с}^{-1}$  для определения  $a_c^D$  могут быть использованы малогабаритные цилиндрические образцы (см. рис. 3.9) с максимальным диаметром  $D = 10$  мм при осевом растяжении или изгибе и образцы с боковой трещиной (см. рис. 3.10) при трехточечном изгибе.

В процессе проведения эксперимента необходимо записать диаграммы  $P - f$  или  $P - \Delta$ . При этом  $f$  и  $\Delta$  записывают на линии действия силы. Если  $f$  и  $\Delta$  измеряют вне линии действия силы, то значение  $\Delta$  определяют пересчетом по формуле (1.31). Далее, планиметрированием определяется работа разрушения  $A_c^D$ . На основании данных  $A_c^D$  и площади поперечного сечения образца  $F_n$  в ослабленном трещиной сечении определяют удельную работу разрушения

$$a_c^D = \frac{A_c^D}{F_n}, \quad (3.27)$$

где  $F_n = (b - l) t$  для плоских образцов (см. рис. 3.10 и 3.11);  $F_n = \pi d^2/4$  для цилиндрических образцов.

При невозможности записать диаграммы разрушения  $P - f$   $A_c^D$  может быть определена по шкале копра. Значение  $a_c^D$  можно определять на вертикальном копре с падающим грузом. При этом образец нагружается по схеме трехточечного изгиба однократным ударом падающего груза заданной массы с различным запасом потенциальной энергии  $A$ , задаваемой высотой падения груза. Изменение значения  $a_c^D$  при увеличении высоты падения не должно превышать 10 % для копров с максимальным запасом потенциальной

энергии до  $5 \cdot 10^3$  Дж и 5 % — для копров с запасом энергии до  $15 \cdot 10^3$  Дж и более. В этом случае удельную энергию разрушения определяют по формуле

$$a_c^d = \frac{A_{\min} - A_{\max}}{2F_{II}}, \quad (3.28)$$

где  $A_{\min}$  — минимальная потенциальная энергия падающего груза, при которой произошло разрушение образца с разделением его на две части,  $A_{\max}$  — максимальная потенциальная энергия падающего груза, при которой разрушение образца не происходит.

### 3.6. Электронно-осциллографическая установка для записи параметров разрушения при динамических испытаниях

В Физико-механическом институте АН УССР разработана электронно-осциллографическая установка [31], позволяющая осуществлять синхронную запись нескольких параметров (входных сигналов порядка сотен микровольт, получаемых от датчиков первичной информации) в их взаимосвязи в однократных или периодических процессах. Установка применялась для регистрации диаграмм разрушения при динамических испытаниях материалов. Блок-схема созданной установки показана на рис. 3.17. В качестве датчиков первичной информации для измерения нагрузок и перемещений применялись соответственно тензорезисторы (см. рис. 3.12) и фотодатчик (см. рис. 3.13). Для усиления первичных сигнальных импульсов от датчиков использована интегральная схема усилителя типа 1УТ401А, обеспечивающая требуемую полосу пропускания сигнала с малым уровнем собственных шумов. Для регистрации усиленных сигналов служат запоминающие осциллографы С8-9А. Питание датчиков нагрузки и перемещения, а также усилителя 1УТ401А осуществляется стабилизированным источником питания Б7-4.

Для записи диаграммы  $P - \tau$  (нагрузка — время) сигнал от датчика нагрузки (ДН) усиливается усилителем 1УТ401А и подается на вход осциллографа С8-9А (1). Одновременно сигнал нагрузки снимается с выхода усилителя вертикального отклонения осциллографа 1 и подается на горизонтально-отклоняющие пластины осциллографа 2, а переключки, соединяющие горизонтальные пластины с усилителем осциллографа, вынимаются. На вход осциллографа 2 поступает сигнал от датчика перемещения, предварительно усиленный усилителем 1УТ401А.

Таким образом, осциллограф 2 регистрирует разрушение в координатах  $P - f$  (нагрузка — перемещение). Для записи диаграммы  $f - \tau$  (перемещение — время) синхронно с двумя предыдущими диаграммами усиленный

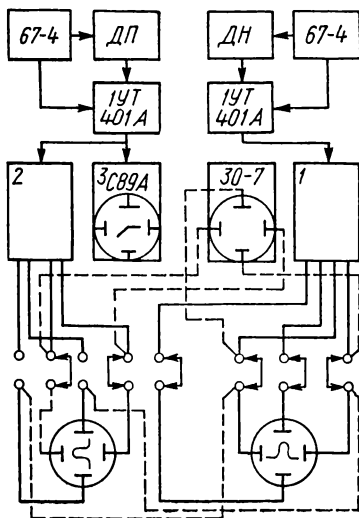


Рис. 3.17. Блок-схема электронно-осциллографической установки [53].

сигнал от датчика перемещения подается на вход осциллографа 3, на экране которого фиксируется график движения молота. Визуальное наблюдение сигналов при статической тарировке осуществляется осциллографом ЭО-7, на отклоняющие пластины которого поступают сигналы с отклоняющих пластин осциллографа 2.

Установка создана на базе электронно-осциллографической аппаратуры и ее технические показатели определяются техническими характеристиками применяемой аппаратуры. Она дает возможность усиливать относительно малые сигналы датчиков с минимальными искажениями, а также регистрировать их путем запоминания с дальнейшим изучением в режиме регулируемого времени послесвечения. Исследовать осциллографируемые процессы можно визуальным наблюдением и фотографированием. При соответствующей коммутации входных и выходных сигналов в установке можно осуществлять синхронную запись следующих диаграмм:  $P - \tau$  (нагрузка — время),  $P - f$  (нагрузка — перемещение),  $f - \tau$  (перемещение — время) и визуальное наблюдение сигнала при статической тарировке.

Описанную установку можно собрать без технических переделок на базе применяемой в настоящее время электронно-осциллографической аппаратуры. Получаемые на такой установке диаграммы могут дать полезную информацию о кинетике скоростных процессов.

### 3.7. Диаграмма нагрузка — деформация при ударных испытаниях

Результаты ударных испытаний можно выразить не только в виде интегральных механических свойств, характеризующих энергоемкость материала или процессов, протекающих в нем при ударном нагружении (ударная вязкость, работа на зарождение трещины, работа на распространение трещины), но и через напряжения и деформации, возникающие в образце в процессе его испытания, чтобы затем использовать полученные данные в расчетах на прочность. Успехи механики разрушения побудили многих исследователей обратиться к ударным испытаниям как испытаниям на трещиностойкость [4, 32].

Для получения при ударных испытаниях расчетных характеристик материала копры должны быть снабжены устройствами, обеспечивающими построение диаграммы нагрузка — деформация. Если отождествить деформацию образца с перемещением ножа маятника в процессе удара, то для получения такой диаграммы можно использовать два подхода [33]. Первый (динамометрический) заключается в получении экспериментальной временной зависимости нагрузки с привлечением для ее измерения упругих динамометров, второй (кинетический) основан на экспериментальной временной зависимости перемещений ножа маятника и определении нагрузки с помощью второго закона Ньютона.

При первом подходе задача экспериментатора сводится к измерению нагрузки во время удара (получению осциллограммы):

$$P = P(\tau). \quad (3.29)$$

Скорость движения маятника при ударе определяют из уравнения движения маятника

$$\frac{d}{dt}(I\omega) = M, \quad (3.30)$$

где  $I$  — момент инерции маятника относительно оси подвеса;  $\omega$  — угловая скорость;  $M$  — момент внешних сил относительно оси маятника. При испытаниях материала момент  $M$  равен моменту силы  $P$ , с которой образец сопро-

тивляется движению маятника:

$$M = -PL_M; \quad (3.31)$$

здесь  $L_M$  — расстояние от оси маятника до середины образца (ножа).

Интегрирование уравнения (3.30) с учетом (3.31) для известной зависимости (3.29) дает скорость движения маятника во время удара от его начала ( $\tau = \tau_0$ ) до конца ( $\tau = \tau_K$ ):

$$\omega = \omega_0 - \frac{L_M}{I} \int_{\tau_0}^{\tau_K} P d\tau, \quad (3.32)$$

где  $\omega_0$  — угловая скорость маятника в начале удара.

Поскольку скорость перемещения маятника при ударе теперь известна, закон сохранения энергии дает работу  $A$ , затрачиваемую на разрушение образца в любой момент времени  $\tau_0 \leq \tau \leq \tau_K$ :

$$A = \frac{I}{2} (\omega_0^2 - \omega^2). \quad (3.33)$$

Интегрирование по времени линейной скорости  $v_L = \omega L_M$  перемещения ножа маятника во время удара дает прогиб образца

$$f = \int_{\tau_0}^{\tau} v_L d\tau. \quad (3.34)$$

При втором подходе следует экспериментально определить временную зависимость перемещения при ударе некоторой точки маятника, находящейся на расстоянии  $l_M$  от его оси:

$$S_l = S_l(\tau). \quad (3.35)$$

Тогда прогиб образца

$$f = (L_M/l_M) S_l. \quad (3.36)$$

Дифференцирование по времени экспериментальной зависимости (3.35) дает линейную скорость движения ножа маятника

$$v_L = \frac{L_M}{l_M} \frac{dS_l}{d\tau} \quad (3.37)$$

и угловую скорость маятника

$$\omega = \frac{1}{l_M} \frac{dS_l}{d\tau}. \quad (3.38)$$

Закон сохранения энергии (3.33) позволяет найти работу разрушения образца

$$A = \frac{I}{2} (\omega_0^2 - \omega^2) = \frac{I}{2L_M^2} (v_{L_0}^2 - v_L^2) \quad (3.39)$$

(здесь  $v_{L_0}$  — линейная скорость движения ножа маятника в начале удара). Использование уравнения (3.30) с учетом (3.31) для случая известной скорости  $\omega$  приводит к выражению для силы сопротивления образца

$$P = -\frac{I}{l_M L_M} \frac{d^2 S_l}{d\tau^2} = -\frac{I}{L^2} \frac{d^2 S_L}{d\tau^2}, \quad (3.40)$$

где  $S_L = \frac{L_m}{l_m} S_l$  — перемещение ножа маятника. Следовательно, при кинематическом подходе для определения силы требуется двойное дифференцирование экспериментальной зависимости (3.35).

Из изложенного следует, что второй подход обратен первому. Первый исходит из измерения силы; для определения скорости прибегают к интегрированию экспериментальной зависимости (3.29), а для определения прогиба образца эту зависимость интегрируют дважды (уравнение (3.34)). Второй подход основан на измерении перемещений при ударе; для определения скорости маятника и силы сопротивления образца экспериментальную зависимость (3.35) дифференцируют соответственно один (уравнение (3.37)) и два (уравнение (3.40)) раза. Первый подход базируется на использовании или упругих динамометров с тензорезисторами, или пьезоэлектрических динамометров.

Накопленный опыт осциллографирования нагрузок при ударных испытаниях показывает следующее.

1. До сих пор собственная частота используемых упругих динамометров не превышает 10—20 кГц. Это означает, что даже при введении оптимального демпфирования их рабочий частотный диапазон всего 1—2 кГц, т. е. их нельзя применять для исследования быстропротекающих процессов, длительность которых меньше 1 мс. Оценки показывают, что для корректного анализа всех стадий ударного нагружения необходимы динамометры с собственной частотой 200—500 кГц.

2. Многие исследователи применяют динамометры, упругими элементами которых служат детали копра (нож, маятник, опоры), что затрудняет определение их амплитудных и частотных характеристик. Отсутствие специально сконструированных динамометров с оптимальными характеристиками приводит к тому, что получаемые осциллограммы искажены собственными колебаниями динамометров, амплитуда которых нередко достигает 10—20 % максимальной нагрузки, что влечет за собой погрешности измерений того же порядка.

3. Градуировку динамометров проводят при статическом нагружении, предполагая, что динамическая градуировка совпадает со статической. Однако анализ, показывающий, что это реализуется в каждом конкретном случае, почти никогда не проводится. Следует заметить, что при частотах порядка 20 кГц частотная погрешность измерений с тензорезисторами, наклеенными на ровный длинный стержень, уже достигает 2—3 %, а статическую градуировку пьезоэлектрических динамометров можно применять только с очень большими оговорками.

4. Работы некоторых авторов [32, 34] показали, что сигналы динамометров, совмещенных с опорами, не совпадают с сигналами динамометров, совмещенных с ножом маятника. Колебания нагрузки на опорах сдвинуты по фазе на 1,75 рад относительно колебаний нагрузки на ноже. Показания динамометра-опоры в каждый данный момент не совпадают с показаниями динамометра-ножа, которые опережают их на время до 100 мкс. Выявлено также значительное влияние на регистрируемую нагрузку реакции массы образца, особенно на начальной стадии удара. Под вопрос поставлена сама возможность точного определения ударной нагрузки на образце с помощью упругих динамометров.

Рассмотренные метрологические затруднения и ограничения, возникающие при измерениях ударных нагрузок упругими динамометрами, вызывают необходимость поиска иных путей измерения сил при ударных испытаниях и в первую очередь путей, основанных на использовании возможностей другого, кинематического подхода, который до настоящего времени не получил сколько-нибудь широкого распространения. Н. Н. Давиденков [33] описал несколько механических и оптических приборов для записи движе-



ния маятника при ударе, но они сложны по конструкции и малопригодны для массовых испытаний. Однако недостаточная разработанность кинематического подхода объясняется не только отсутствием точных и надежных приборов для регистрации перемещений 3—6 мм, происходящих со скоростью  $5 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ , но и заметными успехами динамической тензометрии. Кроме того, численное интегрирование до последнего времени можно было проводить с большей точностью, чем численное дифференцирование. Сейчас появились все возможности для успешной реализации второго подхода. Здесь изложена методика [30], основанная на использовании магнитного способа записи информации и достижений в области численного дифференцирования экспериментальных данных с помощью ЭВМ.

Для измерения перемещений маятника копра во время удара (и, следовательно, прогиба образца) разработан метод, основанный на использовании того же физического явления и тех же устройств, которые обеспечивают магнитную запись и воспроизведение информации. Но в отличие от магнитофонов, предназначенных для точного воспроизведения информации (это достигается постоянством скорости движения носителя информации — магнитной ленты), разработанная установка

служит для измерения искажений ранее записанного сигнала, чтобы по величине этих искажений можно было точно определить их причину — изменение скорости движения информации (молот маятника с магнитной лентой).

На одну из боковых граней молота 1 (рис. 3.18) маятника приклеивают отрезок магнитной ленты 2, а на соседней с ней стойке копра укрепляют универсальную магнитную головку 3, рабочая щель которой расположена на уровне оси магнитной ленты. До начала испытаний на ленту записывают синусоидальный сигнал известной частоты. Для этого на головку 3 подают синусоидальное напряжение от звукового генератора 4 марки ЗГ-33 (переключатель  $\Pi$  в положении I), поднимают маятник на известную высоту и затем освобождают его. При свободном движении маятника рядом с магнитной головкой на ленту 2 записывается синусоидальный сигнал. После прохождения молота между опорами 6 переключатель  $\Pi$  сразу же переводят в положение II, что соответствует работе устройства в режиме воспроизведения. Если теперь еще раз поднять и освободить маятник, то на экране осциллографа (С1-18) будет воспроизведена записанный синусоида. Пуск осциллографа в нужный момент удобно осуществить сигналом от магнитной головки. Момент пуска подбирают стиранием части магнитной записи на переднем конце магнитной ленты 2.

При ударном нагружении образца 7 происходит замедление движения маятника, что вызывает уменьшение частоты сигнала от магнитной головки. На экране осциллографа 5 появляется запись колебаний с постепенно нарастающим периодом. Эта осциллограмма содержит полную информацию об изменении прогиба образца при ударе, и поэтому ее можно рассматривать как осциллограмму прогиб — время (рис. 3.19, б). Действительно, учитывая малую величину прогиба образца (до 10 мм), можно считать, что скорость движения магнитной ленты  $v_0$  во время записи при свободном движении маятника в нижнем положении между опорами постоянна. Следовательно, запись синусоидального сигнала с частотой  $\nu_0$  соответствует нанесению

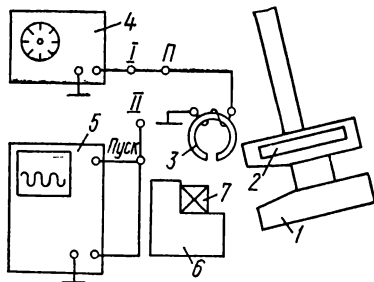


Рис. 3.18. Установка для измерения движения маятника магнитным методом [30].

на ленту равноотстоящих магнитных меток, расстояние между которыми (длина волны) одинаково и составляет

$$\Delta S_l = v_{l_0} / \nu_0. \quad (3.41)$$

Во время удара скорость движения магнитной ленты  $v_{l_0}$  и частота сигнала  $\nu_0$  от магнитной головки уменьшаются пропорционально, следовательно,

$$\Delta S_l = \frac{v_{l_0}}{\nu_0} = \frac{v_{l_i}}{\nu_i} = v_{0_i} \tau_i, \quad (3.42)$$

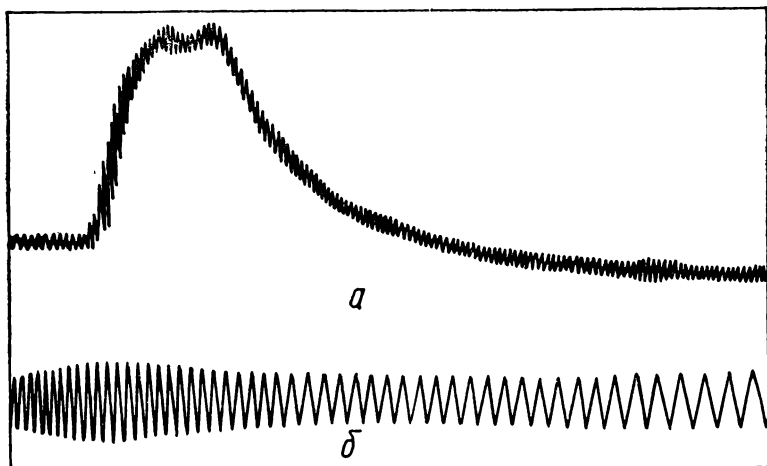


Рис. 3.19. Осциллограммы нагрузка — время (а) и прогиб — время (б).

где  $v_{l_i}$  — средняя скорость движения магнитной ленты на  $i$ -м периоде колебаний  $\tau_i = 1/\nu_i$ . Перемещение ножа маятника за время  $\tau_i$  составляет

$$\Delta S_L = \Delta S_l \frac{L_m}{l_m}, \quad (3.43)$$

а его скорость  $v_{L_i}$ , равная при  $\tau_0 \leq \tau \leq \tau_k$  скорости деформирования образца,

$$v_{L_i} = \frac{\Delta S_l}{\tau_i} = \frac{\Delta S_L}{\tau_i}. \quad (3.44)$$

Отсюда вытекает следующий способ построения кривых прогиб — время и скорость — время (рис. 3.20). Перпендикулярно оси ординат графика прогиб  $S_L$  — время  $\tau$  наносят параллельные прямые с шагом  $\Delta S_L$  (см. рис. 3.20, а). Каждому  $i$ -му максимуму осциллограммы (см. рис. 3.20, б) соответствует перемещение  $S_{L_i} = \Delta S_L i$ . Во время удара ( $\tau_0 \leq \tau \leq \tau_k$ ) прогиб  $f = S_L - S_{L_0}$ . Каждому минимуму осциллограммы соответствует скорость  $v_{L_i}$  на пути  $\Delta S_L$  за время  $\tau_i$  (см. рис. 3.20, в). Двойное дифференцирование диаграммы прогиб — время в соответствии с уравнением (3.40) позволяет получить диаграмму нагрузка — время (см. рис. 3.20, г). По ди-

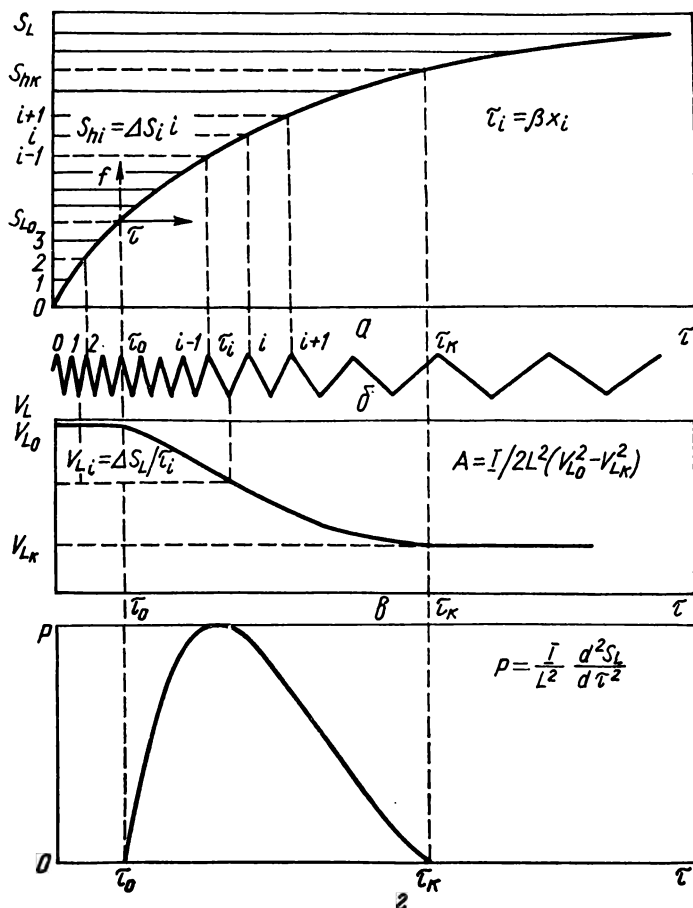


Рис. 3.20. Схема, иллюстрирующая способ получения диаграмм прогиб — время (а), скорость — время (б) и нагрузка — время (в, г) по осциллограмме (б) движения маятника [30].

аграммам прогиб — время и нагрузка — время строят диаграмму нагрузка — прогиб.

Магнитный способ измерения прогиба был отработан на копре МК-05 и проверен на копре МК-30. Для записи использовали магнитную ленту шириной 35 мм, наклеенную на маятник клеем БФ-2, и магнитную головку от магнитофона для ЭВМ. Частота записываемого сигнала 20 кГц, что при максимальной возможной подъеме маятника давало  $\Delta S_i = 0,175$  мм. На получаемой осциллограмме (см. рис. 3.19, б) укладывалось 40—50 периодов, из которых 20—30 приходилось на время деформирования и разрушения образца. Необходимую для определения постоянной  $\Delta S_i$  скорость движения ленты можно найти по формуле

$$v_{i_0} = \sqrt{2mgHl^2/l}; \quad (3.45)$$

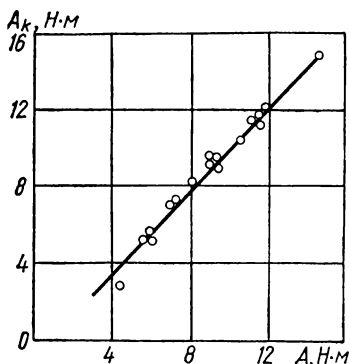


Рис. 3.21. Сопоставление работы разрушения по шкале копра с работой, вычисленной по осциллограмме прогиб — время [30].

лены в основном случайными ошибками измерений  $x_i$ . Для измерений  $x_i$  по негативу на 35-миллиметровой фотопленке применялся инструментальный микроскоп с ценой деления шкалы 0,005 мм. Можно полагать, что при использовании в качестве  $x_i$  среднего значения трех — пяти измерений погрешности измерений  $x_i$  не превышают 0,01 мм.

Для получения диаграммы нагрузка — время по экспериментальной диаграмме прогиб — время использовали численное дифференцирование с применением сглаживающих сплайнов, которые позволяют вычислять вторые и даже третьи производные [35].

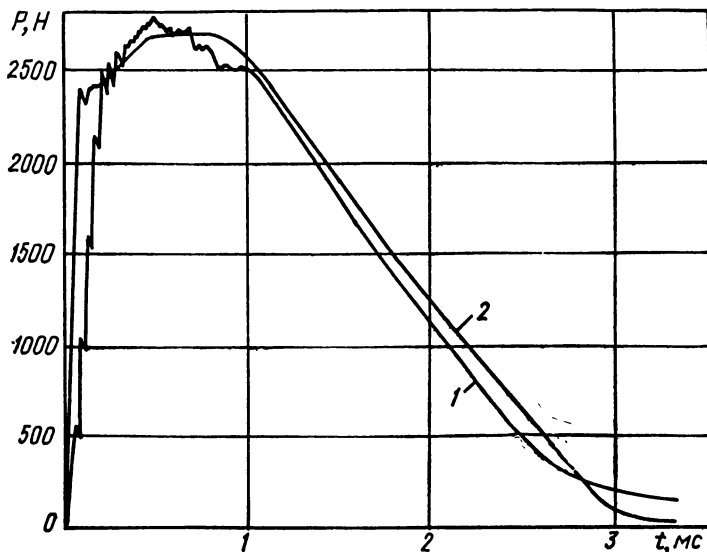


Рис. 3.22. Диаграммы нагрузка — время, полученные динамометрическим (1) и кинематическим (2) методами [30].

здесь  $H$  — высота подъема маятника;  $g$  — ускорение свободного падения;  $m$  — масса маятника.

Время, соответствующее  $i$ -му максимуму осциллограммы,

$$\tau_i = \alpha \frac{x_i}{v_x} = \beta x_i, \quad (3.46)$$

где  $x_i$  — расстояние от нулевого до  $i$ -го максимума осциллограммы, измеренное по негативу или фотографии;  $v_x$  — скорость развертки осциллографа;  $\alpha$  — масштабный множитель, учитывающий изменение осциллограммы при фотографировании;  $\beta = \alpha/v_x$  — градуировочный коэффициент для пересчета расстояний по негативу во время.

Погрешности определения постоянной  $\Delta S_L$  и коэффициента  $\beta$  могут дать лишь систематическую ошибку измерений. Случайные погрешности обуслов-

В качестве примера на рис. 3.21 сопоставлены работа разрушения  $A_k$ , отсчитанная по шкале маятникового копра МК-05, и работа разрушения  $A$ , подсчитанная по формуле (3.39). То, что экспериментальные точки лежат на прямой, представляющей собой биссектрису координатного угла, свидетельствует об адекватности обоих методов измерения полной работы разрушения. Для увеличения запаса энергии до 11 Дж маятник копра поднимали на максимально возможную высоту.

На рис. 3.22 показаны диаграммы нагрузки — время, полученные при испытании образца Шарпи из сплава ОТ4-1 толщиной 2 мм ( $\sigma_B = 795$  МПа). Диаграмма 1 получена осциллографированием нагрузки на образце с помощью полупроводниковых тензорезисторов, смонтированных на опоре копра, диаграмма 2 — методом двойного дифференцирования кривой прогиб — время по описанной здесь методике. Достаточно близкое совпадение диаграмм показывает, что кинематический подход может обеспечить не меньшую точность измерения нагрузок при ударном нагружении, чем динамометрический, при значительно более высокой точности измерения деформации.

### 3.8. Моделирование процесса изгиба образцов при ударных испытаниях на маятниковых копрах

Данные о силах, действующих на образец при испытаниях на маятниковом копре, получить затруднительно, так как о нагрузке на образец во время удара приходится, как правило, судить по деформации одного из взаимодействующих элементов системы маятник — образец — опора. Чаще всего этим элементом служит нож маятника. Однако нередко бывает неизвестно, насколько хорошо, например, деформация ножа маятника, измеренная с помощью тензорезисторов, отражает усилие на образце во время динамического процесса, протекающего за  $5 \cdot 10^{-6} — 5 \cdot 10^{-3}$  с. Эксперименты и расчеты показывают, что значительное влияние в этих случаях

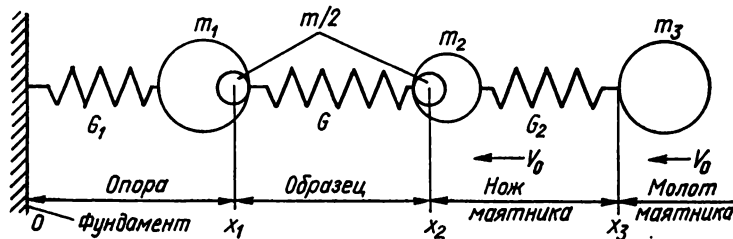


Рис. 3.23. Динамическая модель системы маятник — образец — опора.

оказывают колебания ножа и опор, в результате чего на осциллограммах нагрузки появляются дополнительные всплески, выбросы и осцилляции, которые затрудняют анализ процесса испытаний и приводят к весьма значительным погрешностям измерения сил [32, 34].

Во время испытаний происходит взаимодействие маятника и опор копра. Характер этого взаимодействия в значительной степени определяется прочностными и деформационными свойствами материала образца. Но поскольку свойства исследуемых материалов чрезвычайно разнообразны, процессы, происходящие в системе маятник — образец — опора, значительно различаются, что, несомненно, отражается на точности измерений. Следовательно, вопрос о соответствии получаемой информации реальному процессу ударного нагружения можно решить только на основе анализа динамического поведения системы, базирующегося на реальных характе-

ристиках исследуемого материала. Здесь на основе работы [36] предпринята попытка выполнить такой анализ с помощью моделирования на ЭВМ.

Рассмотрим модель системы маятник — образец — опора (рис. 3.23). Здесь  $G$ ,  $G_1$  и  $G_2$  — жесткости образца, опор и ножа маятника соответственно;  $m_1$  — масса опоры плюс половина массы образца  $m$ ;  $m_2$  — масса ножа плюс половина массы образца;  $m_3$  — масса молота маятника.

Жесткость образца  $G$  задается как функция длины трещины в образце  $l$ :

$$G = G(l). \quad (3.47)$$

Сопrotивление образца пластическим деформациям задано в виде диаграммы пластического деформирования:

$$P = F(x_n), \quad (3.48)$$

где  $P$  — нагрузка на образце и  $x_n$  — абсолютная пластическая деформация, соответствующая этой нагрузке.

Диаграмма разрушения

$$P = \Phi(l) \quad (3.49)$$

описывает зависимость той же нагрузки от длины трещины.

Эти три уравнения позволяют достаточно полно описать реакцию образца на внешнее воздействие и вычислить нагрузку, деформацию и длину трещины в образце для любого момента времени.

Абсолютная упругая деформация образца

$$x_y = P/G. \quad (3.50)$$

Если  $x_1$ ,  $x_2$  и  $x_3$  — абсолютные перемещения масс опоры, ножа и молота из положения равновесия, то абсолютные деформации образца  $x$ , опоры  $x_{оп}$  и ножа  $x_n$  записываются следующим образом:

$$x = x_2 - x_1 = x_y + x_n, \quad (3.51)$$

$$x_{оп} = x_1, \quad (3.52)$$

$$x_n = x_3 - x_2. \quad (3.53)$$

Движение масс системы во время удара описывается системой дифференциальных уравнений

$$\left. \begin{aligned} m_1 \ddot{x}_1 + G_1 x_1 + G(x_1 - x_2 - x_n) &= 0, \\ m_2 \ddot{x}_2 + G(x_2 - x_1 + x_n) + G_2(x_2 - x_3) &= 0, \\ m_3 \ddot{x}_3 + G(x_3 - x_2) &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (3.54)$$

Коэффициенты затухания в данном анализе считались равными нулю из-за малого демпфирования в упругой области.

Начальные условия имеют вид:  $x_1 = x_2 = x_3 = 0$ ,  $\dot{x}_1 = 0$ ,  $\dot{x}_2 = \dot{x}_3 = v_0$ ,  $\tau = 0$ , где  $v_0$  — скорость маятника в момент  $\tau = 0$  соприкосновения его с образцом.

По известным перемещениям в каждый момент времени можно вычислить нагрузки на образце, опоре и ноже ( $P$ ,  $P_1$  и  $P_2$  соответственно):

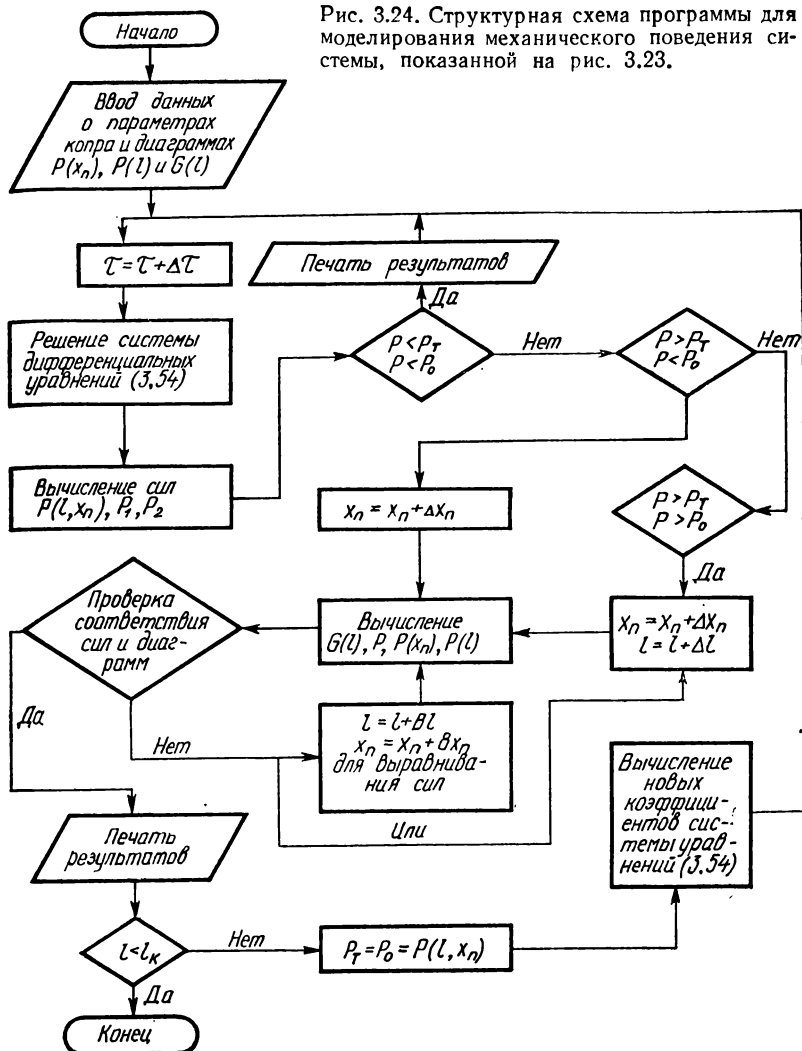
$$P = G(l)(x_2 - x_1 - x_n), \quad (3.55)$$

$$P_1 = G_1 x_1, \quad (3.56)$$

$$P_2 = G_2(x_3 - x_2). \quad (3.57)$$

Упрощенная блок-схема программы для вычислений на ЭВМ показана на рис. 3.24. Сначала, увеличивая время шагами на  $\Delta t$ , решают систему уравнений (3.54) (например, методом Рунге — Кутты) при постоянных значениях параметров  $G(l) = G_0$  и  $x_n = 0$ . Затем по мере перехода образца

Рис. 3.24. Структурная схема программы для моделирования механического поведения системы, показанной на рис. 3.23.



из упругого в упругопластическое состояние и в состояние разрушения (рис. 3.25) производят учет появляющейся пластической деформации  $x_n$  и роста трещины, приводящего к уменьшению жесткости образца  $G$ . Считается (и это показано на рис. 3.25), что нагрузка  $P_0$ , при которой появлялись пластические деформации, меньше  $P_0$ , при которой начинался рост трещины. Кроме того, предполагается, что вводимые в расчет зависимости  $F(x_n)$ ,  $\Phi(l)$  и  $G(l)$  есть динамические диаграммы рассматриваемого материала.

Когда вычисленная нагрузка на образце превышает действительное сопротивление образца деформированию и разрушению, задаваемое диаграммами  $F(x_n)$  и  $\Phi(l)$ , увеличивают  $x_n$  и  $l$  шагами по  $\Delta x_n$  и  $\Delta l$  для снижения нагрузки. Однако произвольное изменение  $F(x_n)$  и  $\Phi(l)$  может дать различные

нагрузки по диаграммам  $F(x_n)$  и  $\Phi(l)$ , что недопустимо. Поэтому, если, например, нагрузки  $P_1(x'_n)$  и  $P_1(l')$  (см. рис. 3.25) различаются более, чем на заданную величину, то производится выравнивание этих нагрузок посредством изменений  $x_n$  и  $l'$  на  $\pm \delta x_n$  и  $\pm \delta l$ , причем  $\delta x_n < \Delta x_n$  и  $\delta l < \Delta l$ . Наконец, после того как достигнуто равенство  $P_1(x'_n) = P_1(l')$  с заданной точностью, выполняется пересчет коэффициентов системы уравнений (3.54), зависящих от  $l$  и  $x_n$  и цикл вычислений повторяется. Программа кончает работать, когда длина трещины  $l$  превышает задаваемое конечное значение  $l_k$ .

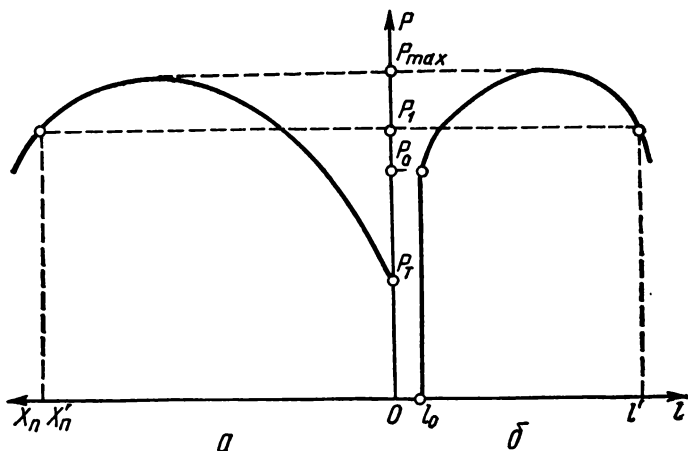


Рис. 3.25. Схематические диаграммы пластического деформирования (а) и разрушения (б).

В качестве примера на рис. 3.26 сопоставлены действительное изменение силы на образце во время удара (штриховая линия) и нагрузка, рассчитанная по деформации ножа маятника (так выглядит осциллограмма сигнала от гензорезистора, наклеенного на нож). Моделировалось испытание на копке МК-05 образца из титанового сплава ОТ4 толщиной 1,5 мм, диаграмма деформирования  $F(x_n)$  которого была аппроксимирована функцией (нагрузка в ньютонах)

$$\begin{aligned} P &= -1734,7x_n^2 + 2428,6x_n + 1350, & 0 \leq x_n \leq 1 \text{ мм}, \\ P &= -777,4x_n + 2821,3, & 1 \leq x_n \leq 2,6 \text{ мм}, \\ P &= 185,03x_n^2 - 1739,6x_n + 4072,03, & 2,6 \leq x_n \leq 4,5 \text{ мм}. \end{aligned}$$

Диаграмма разрушения  $\Phi(l)$  была задана в виде ( $l_0 = 2$  мм)

$$\begin{aligned} P &= -937,5(l-2)^2 + 625(l-2) + 2100, & 2 \leq l \leq 2,8 \text{ мм}, \\ P &= -340,9(l-2) + 2272,7, & 2,8 \leq l \leq 5,2 \text{ мм}, \\ P &= 57,97(l-2)^2 - 943,8(l-2) + 3840,3, & 5,2 \leq l \leq 8 \text{ мм}, \end{aligned}$$

а диаграмма жесткости (в  $\text{Н} \cdot \text{мм}^{-1}$ ) имела вид

$$G = 2200 \left[ 1 + \cos \frac{\pi(l-2)}{8} \right].$$

Собственная частота колебаний ножа маятника 20 кГц.



На рис. 3.26 показаны также кривые изменения скорости движения маятника  $v_m$  и скорости роста трещины  $v_{тр}$  во время удара. Видно, что максимум  $v_{тр}$  ( $\sim 10 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ ) приходится на начальный участок ниспадающей части диаграммы деформирования и что  $v_{тр}$  в среднем в 3 раза превышает  $v_m$  во время удара. Из рисунка следует также, что погрешность определения даже максимальной нагрузки по осциллограмме сигнала от тензорезисторов на ноже маятника может составить  $\sim 10 \%$ .

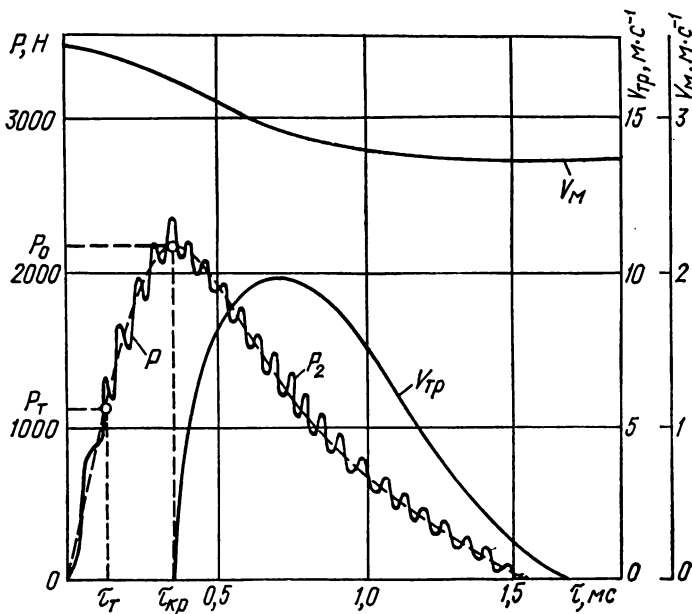


Рис. 3.26. Изменение нагрузки на образце  $P$  (штриховая), на ноже маятника  $P_2$  (сплошная), скорости движения молота маятника  $v_m$  и скорости роста трещины  $v_{тр}$  во время ударных испытаний образца из сплава ОТ4.

Анализ результатов моделирования процесса ударных испытаний образцов с различными сопротивлениями пластической деформации и разрушению позволяет сделать следующие выводы [36].

Увеличение жесткости образца из-за изменения его размеров или механических свойств материала может привести к сильноному росту погрешностей измерения нагрузки. Например, повышение жесткости образца от 5 до  $20 \text{ кН} \cdot \text{мм}^{-1}$  может сопровождаться увеличением погрешности от 20 до 50 %. Снижение характеристик пластичности вызывает сильные осцилляции после  $P_{\text{max}}$ . Уменьшение пластического прогиба от 4 до 0,2 мм может увеличить погрешность измерения сил до 100 %. Частота осцилляций нагрузки на экспериментальных осциллограммах определяется в основном частотой собственных колебаний того элемента копра, на котором наклеены тензорезисторы. Наиболее близкое приближение к реальной диаграмме нагрузка — время можно получить, если усредняющую кривую провести посередине между максимумами и минимумами наложенных колебаний.

Скорость роста трещины повышается с уменьшением пластичности материала. Для квазихрупких материалов с быстрым снижением сопроти-

влияния деформированию после  $P_{\max}$  возможна постоянная перегрузка образца. Полученные расчетные значения  $v_{tr}$  в сплаве ОТ4 оказались сопоставимы с измеренными экспериментально, что свидетельствует о росте трещин в этом сплаве, сопровождающемся большими потерями на пластическую деформацию, и зависимости скорости роста трещины от скорости деформирования образца.

Моделирование процессов ударных испытаний образцов может оказать исследователям существенную помощь как в интерпретации процессов деформации и разрушения, так и в оценке уровня возможных погрешностей измерения. Моделирование позволяет проверить гипотезы относительно механизмов процессов, скоростей деформации и разрушения материалов, а также решить обратную задачу — восстановить по измеренным осциллограммам сил, механическим свойствам материала и параметрам копра действующие диаграммы деформации (и разрушения) материала при ударном нагружении.

### 3.9. Получение статических характеристик трещиностойкости при динамическом нагружении

В некоторых случаях возможно с помощью ударных испытаний на маятниковом копре получить достоверные значения  $K_{Ic}$  и  $G_{Ic}$  на меньших образцах, чем это требуется по стандартной методике статических испытаний.

Излагаемый здесь в соответствии с работой [37] метод исходит из следующих соображений. Согласно линейной механике разрушения развитие исходной трещины в материале возможно, если поле напряжений в ее вершине достигает определенного уровня и поддерживается на нем. Таким об-

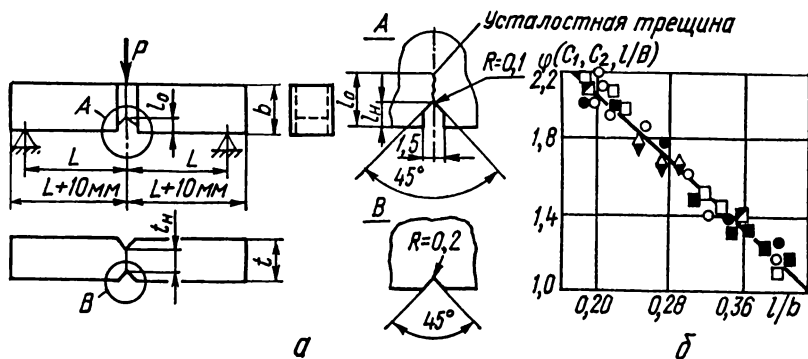


Рис. 3.27. Образец для динамических испытаний (а) и результаты экспериментального построения функции  $\varphi(C_1, C_2, l/b)$  при  $C_1 = 0,75$ ,  $C_2 = 2,5$  для динамического нагружения (б):

○ — сталь 20; ● — сталь 35; □ — сталь 40Х; ■ — сталь 40ХН; ▲ — сталь 45; ◇ — сталь 16ГНМА [37].

разом, можно предположить, что при разрушении материалов работа внешних сил расходуется на создание и поддержание в области вершины трещины поля напряжений критической интенсивности. Иначе говоря, между полной работой разрушения образца с трещиной А и характеристиками этого поля в критический момент  $K_{Ic}$  и  $G_{Ic}$  должна существовать корреляционная зависимость,

Анализ процесса разрушения изгибом призматических образцов с исходной трещиной (рис. 3.27) показывает, что в общем случае работа разрушения  $A$  зависит от формы образца, его геометрических размеров (толщины  $t$ , ширины  $b$ , расстояния между опорами  $L$ , длины исходной трещины  $l$ ), предела текучести материала  $\sigma_{0,2}$  и ряда факторов, определяющих внешние условия нагружения (скорость нагружения  $\dot{P}$ , температуру испытаний  $T$  и т. д.):

$$A = f(G_{1c}, t, b, L, \sigma_{0,2}, l, \dot{P}, T, \dots). \quad (3.58)$$

Однако, если процесс разрушения протекает в условиях линейной механики разрушения, то влиянием предела текучести  $\sigma_{0,2}$  на работу разрушения об-

Т а б л и ц а 3.12. Характеристики прочности и трещиностойкость некоторых конструкционных сталей [37]

Марка	Термическая обработка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$G_{1c}$ кН·м <sup>-1</sup>	$K_{1c}$ МПа·√м
20	Нормализация	275	460	24	53	42,2	94,9
35	»	310	590	22	48	39,2	92,4
40Х	Нормализация + + отпуск	340	600	18	40	40,2	93,0
40ХН	Закалка + отпуск	590	735	14	46	27,5	76,6
45	Нормализация	350	590	17	47	25,5	73,5
16ГНМА	Нормализация + + отпуск	420	560	32	57	70,6	123,4

разца можно пренебречь. Это допущение является следствием малости зоны пластической деформации материала в области вершины трещины при разрушении в указанных условиях. Более того, если предположить, что процесс разрушения образца протекает при фиксированных внешних условиях нагружения, т. е. при постоянной скорости нагружения  $\dot{P}$ , температуре  $T$  и т. д., то выражение (3.58) для работы разрушения образца с трещиной при плоской деформации принимает более простой вид

$$A = f(G_{1c}, t, b, l, L). \quad (3.59)$$

Применим известную из анализа размерностей  $\pi$ -теорему. Для этого выберем в технической системе единиц в качестве размерно независимых переменных величины  $b$  и  $G_{1c}$  и перейдем в выражении (3.59) к безразмерным комплексам. В результате получаем

$$\frac{A}{G_{1c} b^2} = \varphi\left(\frac{t}{b}, \frac{L}{b}, \frac{l}{b}\right). \quad (3.60)$$

Таким образом, среди аргументов функции  $\varphi$  отсутствуют характеристики материала. Следовательно, можно предположить, что данная функция должна иметь один и тот же вид для разных материалов, к которым применимы сделанные допущения. Это предположение проверено экспериментально на ряде конструкционных сталей, указанных в табл. 3.12. Предварительно для них определяли характеристики  $G_{1c}$  методом скачка, которые уточнялись по результатам испытаний образцов увеличивающихся размеров с построением асимптотической зависимости  $G_{1c}$  от толщины образца.

С целью сокращения объема экспериментов функция  $\Phi$  найдена как функция лишь одной переменной  $l/b$ , которая изменялась в пределах от 0,2 до 0,4, а два других аргумента в процессе испытаний неизменны:  $t/b = 0,75 = C_1$  и  $L/b = 2,5 = C_2$ . Представляет интерес найти эту функцию для случая динамического нагружения, поэтому испытания проводились на призматических образцах с исходной усталостной трещиной (см. рис. 3.27, а), которые разрушались на маятниковом копре ударным изгибом.

Для того чтобы обеспечить разрушение материала в условиях плоской деформации, на образцах относительно небольших размеров (в частности,  $t = 15$  мм,  $b = 20$  мм,  $L = 50$  мм, — эти размеры были выбраны в результате пробных испытаний) сделаны дополнительные боковые надрезы, глубина которых от 1 до 3 мм. Влияние этих надрезов на результаты испытаний учитывалось введением в выражение (3.60) поправки вида  $t/t_n$ , где  $t_n$  — толщина образца в нетто-сечении [38]. С учетом этой поправки выражение (3.60) преобразуется следующим образом:

$$\frac{At}{G_{1c} b^2 t_n} = \Phi \left( C_1, C_2, \frac{l}{b} \right). \quad (3.61)$$

Результаты экспериментального построения функции  $\Phi(C_1, C_2, l/b)$  представлены на рис. 3.27, б. Корреляционный анализ этих результатов дает коэффициент линейной корреляции  $r_y = 0,95$ , что доказывает существование искомой функции  $\Phi(C_1, C_2, l/b)$  в интервале изменения аргумента  $l/b$  от 0,2 до 0,4. Аналитическое выражение этой функции, найденное способом наименьших квадратов, может быть представлено формулой

$$\Phi(C_1, C_2, l/b) = 2,94 - 4,46 \frac{l}{b}. \quad (3.62)$$

Экспериментально установлено, что выражение (3.62) практически не изменяется при испытании образцов на копрах с максимальным запасом энергии от 10 до 30 Дж, а также при пропорциональном изменении размеров образцов в 1,5 раза.

Таким образом, связь работы разрушения призматического образца с трещиной ударным изгибом плоского деформированного состояния можно выразить следующим равенством:

$$G_{1c} = \frac{1 - \mu^2}{E} K_{1c}^2 = \frac{At}{b^2 t_n (2,94 - 4,46 l/b)} \quad (3.63)$$

На основании полученной зависимости предложен следующий способ количественной оценки характеристик  $K_{1c}$  и  $G_{1c}$ . На призматическом образце с размерами, удовлетворяющими соотношениям  $t/b = 0,75$  и  $L/b = 2,5$ , в вершине механического надреза инициируется и вырастает усталостная трещина. Ее длина должна удовлетворять условию  $0,2 < l/b < 0,4$ . Режимы инициирования и роста трещины выбираются согласно общепринятым ограничениям, необходимым для локализации зоны пластических деформаций в вершине трещины. Боковые надрезы наносятся на образец после выращивания трещины, их глубина должна удовлетворять условию  $0,7 \leq t_n/t \leq 1$ .

Методика разрушения образцов не отличается от стандартных испытаний на ударную вязкость.

Для вычисления искомых характеристик по формуле (3.63) в процессе испытаний определяют полную работу разрушения образца и длину исходной усталостной трещины  $l$ . Результаты испытаний считают достоверными, если разрушение образцов проходило при плоской деформации, т. е.: а) излом прямой, без губ среза; б) плоскость излома совпадает с плоскостью усталостной трещины; в) на поверхности излома отсутствуют участки вязко-

го подрастания исходной трещины; г) утяжка образца в поперечном направлении в плоскости излома не превышает 1 %. Если эти условия не выполняются, то необходимо провести дополнительные испытания образцов с увеличенными размерами. Пробные испытания конструкционных сталей с  $\sigma_{0,2}$  от 200 до 1000 МПа и  $K_{Ic}$  до 186 МПа  $\cdot \sqrt{м}$  показали, что вполне подходящими являются образцы с размерами  $t = 15$  мм,  $L = 50$  мм,  $b = 20$  мм и  $t_n = 10-15$  мм.

Динамический способ испытаний был опробован на ряде конструкционных сталей. Некоторые результаты этих испытаний представлены в табл. 3.13, в которой для оценки точности предлагаемого метода полученные характеристики сопоставляются с результатами испытаний по Методическим указаниям [1].

**Т а б л и ц а 3.13. Трещиностойкость сталей, установленная статическим и динамическим методами при температуре  $T = 293$  К [37]**

Марка	Термообработка	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %	$K_{Ic}$ , МПа $\cdot \sqrt{м}$ , при испытаниях	
						дина- миче- ских	стати- ческих
35	Нормализация	340	590	22	28	89,9	93,03
У8А	Закалка	690	1080	16	...	44	43,4
22К	Нормализация + от- пуск	255	500	24	55	101,7	95,8
15Х2МФА	Закалка + отпуск	540	620	22	75	182,9	204,6

Динамический способ испытаний на вязкость разрушения в отличие от известных прост и обладает удовлетворительной точностью. Учитывая это, а также небольшие размеры образцов, его можно считать перспективным для лабораторных исследований при сравнительной оценке материалов и их сварных соединений. Что же касается возможности использования полученных динамическим способом статических характеристик в качестве расчетных, то следует помнить, что в основу метода положена корреляционная зависимость между работой разрушения и искомыми характеристиками. Поэтому определяемые таким способом характеристики вязкости разрушения носят вероятностный характер. Следовательно, необходимо накопление статистических данных по сопоставлению результатов динамических и статических испытаний.

### **3.10. Оценка характеристик динамической трещиностойкости**

**Ударный изгиб балочного образца с трещиной.** При оценке склонности к хрупкому разрушению отмечено [39], что одно только определение стандартных механических свойств не может служить основанием для решения вопроса о преимуществах того или другого металла; необходимо изучать способность материала противостоять развитию уже начавшегося разрушения. Для выяснения факторов, обуславливающих способность металлов оказывать сопротивление начавшемуся разрушению, а также для разработки методики оценки этой способности необходимы были дальнейшие исследования. В [15] предложено применить в качестве надреза при испытании на статический и ударный изгиб усталостную трещину. В таком случае

установленное значение ударной вязкости уже можно считать практически равным работе разрушения, т. е. работе, затраченной на распространение трещины, поскольку работой на зарождение трещины в данном случае можно пренебречь. Известно несколько подходов [40—43] разделения ударной вязкости на указанные составляющие. С 1961 г. образцы с усталостной трещиной начали находить применение и за рубежом [44]. Такой подход, как показано рядом экспериментов, более надежно оценивает поведение материала в эксплуатации и более надежно выявляет влияние охрупчивающих факторов.

В последнее время получили развитие динамические испытания с использованием аппаратуры для регистрации параметров разрушения при таких испытаниях [31, 45—52].

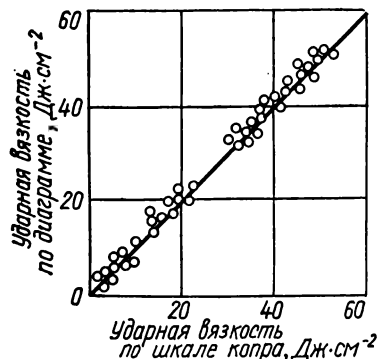


Рис. 3.28. Сопоставление данных о работе разрушения, полученных по шкале копра и планиметрированием диаграммы разрушения  $P-f$  (нагрузка — деформация) [52].

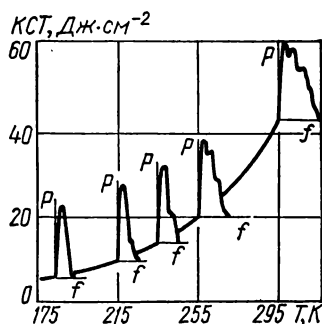


Рис. 3.29. Зависимость КСТ алюминиевого сплава АЛ27-1 от температуры и характерные диаграммы разрушения образцов [52].

Анализ записанных в таких случаях диаграмм разрушения дает ценную дополнительную информацию о поведении материала в различных состояниях и условиях испытаний, а также позволяет обработать результаты экспериментов в плане получения характеристик динамической трещиностойкости. Обширная библиография по этому вопросу изложена в книге [5].

В Физико-механическом институте были созданы [31, 52, 53] специальные установки на базе маятниковых копров с запасом энергии 300 и 750 Дж, оснащенные электронно-осциллографической аппаратурой (см. рис. 3.17) и соответствующими датчиками нагрузки и перемещения (см. рис. 3.12 и 3.13). Работоспособность установки была проверена специальными экспериментами на ударный изгиб на образцах из алюминиевых сплавов АЛ4, АЛ4М, АЛ4Д и АЛ27-1 с радиусами надresa 1; 0,5; 0,25; 0,1 мм и с усталостной трещиной в диапазоне температур 293—77 К с записью диаграмм разрушения. Полученные диаграммы обработаны планиметрированием с учетом масштаба силы и деформации и определена работа, затраченная на разрушение данного образца. Кроме того, для каждого образца определяли значение ударной вязкости по показаниям шкалы копра. Результаты экспериментов представлены в виде точек на рис. 3.28. Наблюдается хорошее совпадение результатов, полученных по шкале копра, с данными, полученными в результате обработки диаграмм разрушения. Максимальное отклонение не превышало 6 %.

На рис. 3.29 представлена температурная зависимость удельной работы распространения трещины при ударном изгибе (КСТ), а также характерные копии диаграмм разрушения, записанных при различных температурах испытания в диапазоне 293—77 К. Характер температурной зависимости КСТ не позволяет четко зафиксировать переход сплава в хрупкое состояние. Однако характер ниспадающей ветви диаграммы разрушения нагрузка — деформация свидетельствует о том, что при температуре 213 К и выше проявляются признаки пластической деформации. Это хорошо подтверждается электронно-фрактографическими исследованиями [4].

**Т а б л и ц а 3.14. Режимы термообработки и механические характеристики некоторых конструкционных сплавов [49]**

Материал	Режим термообработки	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi$ , %
Сталь 14X17H2	Закалка 1263 К $\pm$ 10 К + выдержка 1 ч + охлаждение, масло + отпуск 853 К + выдержка 1 ч 20 мин + охлаждение на воздухе	9130	820	18	56
Сталь 13X11H2B2MB	Закалка 1283 К $\pm$ 10 К + выдержка 1 ч + охлаждение, масло + отпуск 923 К + выдержка 1 ч 20 мин + охлаждение на воздухе	1080	980	21	64
Сталь ЭИ696М	Закалка 1423 К $\pm$ 10 К + выдержка 2 ч + старение 1053 К + выдержка 16 ч + старение 923 К + выдержка 16 ч	800	590	22	68
Титановый сплав ВТ3-1	Закалка 1143 К + выдержка 1 ч + старение 923 К + выдержка 2 ч + охлаждение на воздухе	1080	1000	18	47

Таким образом, анализ параметров разрушения образцов при ударном нагружении на основании записанных диаграмм разрушения может дать ценную дополнительную информацию о склонности материала к хрупкому разрушению.

В развитие динамических испытаний с использованием стандартного образца с трещиной и существующего оборудования, оснащенного дополнительно регистрирующей аппаратурой, были проведены [49] специальные исследования, прежде всего по изучению влияния длины исходной усталостной трещины на энергию разрушения (распространения трещины) при ударном изгибе образца  $a_c^D$ . С этой целью на образцах Шарпи создавали усталостные трещины различной относительной глубины  $\lambda_l$  ( $l/b$ ). Исследуемый диапазон  $\lambda$  находился в пределах  $0,1 \leq \lambda_l \leq 0,5$ . Подготовленные образцы из сталей 13X11H2B2MB, 14X17H2, ЭИ696М и титанового сплава ВТ3-1 (режимы термообработки и механические характеристики сплавов см. в табл. 3.14) разрушали трехточечным ударным изгибом и записывали диаграммы разрушения для различных длин трещин.

На рис. 3.30 приведены значения удельной энергии разрушения ( $a_c^D$ ) в зависимости от относительной длины трещины для исследуемых материалов. Как видно из рисунка, в диапазоне относительных длин трещин  $\lambda_l =$

$= 0,1-0,3$  мм для исследуемых материалов наблюдается значительное падение удельной энергии разрушения с увеличением длины трещины. На этом же рисунке приведены диаграммы разрушения нагрузка — время для образцов из этих материалов, записанные для различных длин трещин (номер диаграммы соответствует точке на кривой  $a_c^D - \lambda_l$ ).

Аналогичные результаты, полученные при исследовании влияния глубины надреза на работу разрушения [12, 54—56], показали, что увеличение

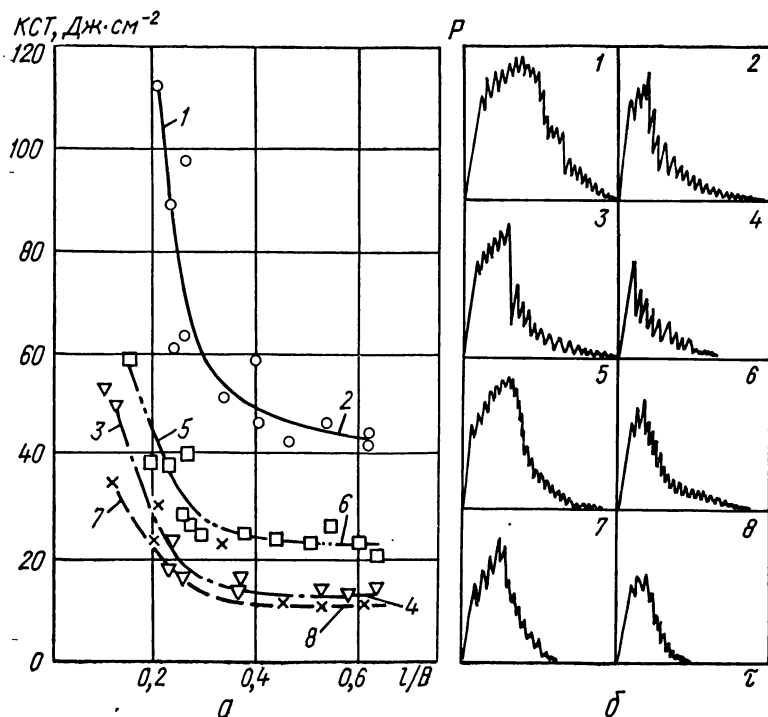


Рис. 3.30. Зависимость удельной энергии разрушения при ударном изгибе от относительной длины трещины (а) и характерные копии диаграмм разрушения  $P - \tau$  (б) (здесь  $KCT = a_c^D$ ):

○ — сталь 13Х11Н2МФ; ▽ — сталь 14Х17Н2; □ — сталь ЭИ696М; × — сплав ВТЗ-1 [49].

глубины надреза вызывает резкую локализацию пластической деформации и может явиться причиной изменения механизма разрушения. Анализ диаграмм разрушения (см. рис. 3.30) показывает [49], что исходный размер трещины существенно влияет на характер кривых  $P - \tau$ , а следовательно, и на механизм разрушения. Так, диаграммы, записанные на образцах с небольшими размерами исходных усталостных трещин, что соответствует верхней части диаграммы  $a_c^D - \lambda_l$ , свидетельствуют о том, что разрушению материала образца предшествовали значительные деформации. В то же время диаграммы, записанные для больших длин трещин, т. е. на более пологих участках кривой  $a_c^D - \lambda_l$  (где длина трещины не оказывает существенного



влияния на значения  $\sigma_D^*$ , свидетельствуют о том, что разрушение происходит почти в упругой области без заметных макропластических деформаций.

Таким образом, при достижении в образце определенной длины трещины для исследуемого материала значение удельной энергии разрушения стремится к постоянной величине.

Фрактографический анализ стартовых участков изломов (на переходе от усталостных трещин к разрушению при ударе) показал, что имеется определенной ширины зона вытягивания. Так, например, для стали 13X11H2B2MB при исходной длине усталостной трещины 2,3 мм зона вы-

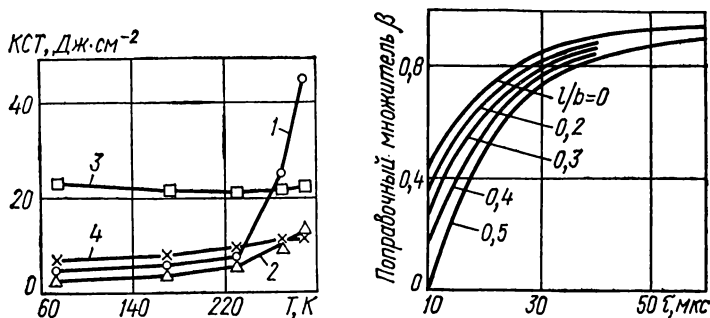


Рис. 3.31. Температурные зависимости КСТ для сталей 13X11H2B2MF (1), 14X17H2 (2), ЭИ696М (3) и титанового сплава BT3-1 (4) [4].

Рис. 3.32. Зависимость инерционной поправки при трехточечном изгибе для стального стандартного образца Шарпи ( $L/b = 4$ ) от реального времени ( $\tau$ ) нарастания нагрузки до ее максимального значения для различной относительной глубины трещины  $\lambda$ .

Для других размеров или материалов вместо  $\tau$  следует брать эквивалентное время  $\tau_e$ , пропорциональное  $(L^2/b\sqrt{\rho/E})$ , где  $\rho$  — плотность материала [32].

тягивания составляет в среднем 26 мкм. Увеличение длины усталостной трещины до 6,2 мм привело к резкому уменьшению зоны вытягивания — до 6 мкм, а также к значительному падению удельной энергии разрушения. Аналогичную картину наблюдали и для остальных исследуемых материалов. В зоне стабильных значений удельной энергии разрушения, когда разрушение происходит макроскопически в упругой области диаграммы разрушения нагрузка — деформация, уже не наблюдается изменений ширины стартовой зоны вытягивания, т. е. при достижении в образце определенной длины трещины ширина зоны вытягивания и значения удельной энергии разрушения становятся постоянными характеристиками для данной толщины исследуемого материала.

Таким образом, можно заключить, что для исследуемых материалов на образце с трещиной может быть достигнуто такое состояние за счет увеличения длины трещины ( $\lambda_l \approx 0,5$ ), когда удельная энергия разрушения материала становится постоянной (для данной толщины) характеристикой или по крайней мере слабо зависит от дальнейшего увеличения длины трещины. Это отношение ( $\lambda_l = 0,5$ ) нашло свое отражение в ГОСТ 9454—78 [16], где наряду с другими образцами для испытания на ударный изгиб введен образец с усталостной трещиной относительной длины  $\lambda_l = 0,5$  (образцы № 19 и 20). Образцы из исследуемых сплавов с длиной трещины  $l = 0,5$  мм были подвергнуты ударному разрушению в диапазоне температур 293—77 К. Температурные зависимости удельной энергии разрушения

изображены на рис. 3.31. Располагая разрушающей нагрузкой, найденной по диаграммам разрушения, определяли также характеристику динамической трещиностойкости  $K_{IC}^d$  исследуемых сплавов с учетом инерционной поправки [32], представленной на рис. 3.32. Обработанные экспериментальные данные изображены на рис. 3.33.

На основании полученных данных можно заключить, что для исследуемых материалов имеет место хорошая корреляция результатов при сило-

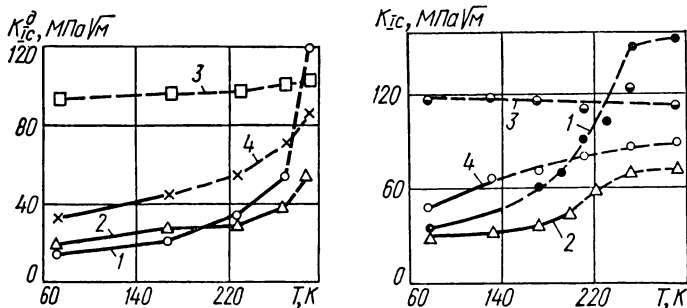


Рис. 3.33. Зависимость динамической трещиностойкости ( $K_{IC}^d$ ) сталей 13X11H2B2MФ (1), 14X17H2 (2), ЭИ696М (3) и титанового сплава ВТ3-1 (4) от температуры. Штриховые участки кривых соответствуют некорректным значениям [4].

Рис. 3.34. Зависимость статической трещиностойкости для сталей 13X11H2B2MФ (1), 14X17H2 (2), ЭИ696М (3) и титанового сплава ВТ3-1 (4) от температуры.

Штриховые участки кривых соответствуют некорректным значениям [4].

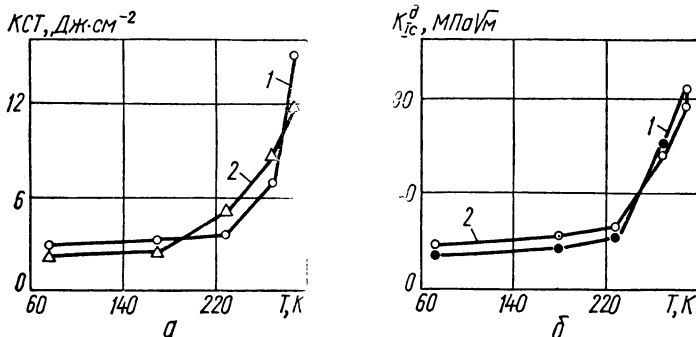


Рис. 3.35. Зависимость  $K_{IC}$  (а) и  $K_{IC}^d$  (б) для стали 28X3CHMBFA от температуры:

1 —  $\sigma_{0,2} = 1450$  МПа; 2 —  $\sigma_B = 1720$  МПа [4]

вом и энергетическом подходах к оценке сопротивления материала распространению трещины при ударном нагружении. Согласно результатам экспериментов статическому нагружению образцов (дисков с боковой трещиной диаметром 50 мм, толщиной 4 мм) исследуемые стали располагались по склонности к хрупкому разрушению аналогично; температурная зависимость трещиностойкости этих материалов приведена на рис. 3.34.

Результаты аналогичных исследований для стали 28Х3СНМВФА, термически обработанной на два уровня прочности:  $\sigma_b = 1450$  МПа (кривая 1) и  $\sigma_b = 1720$  МПа (кривая 2) — представлены на рис. 3.35. В обоих случаях трещины были ориентированы поперек проката. При этом также имеет место хорошая корреляция результатов, полученных при силовом и энергетическом подходах к оценке сопротивления материала распространению трещины при ударном нагружении.

Для сравнения на рис. 3.35, б приведена температурная зависимость статической трещиностойкости стали, термически обработанной на уровень прочности  $\sigma_b = 1720$  МПа.

**Ударное растяжение цилиндрического образца с кольцевой трещиной.** Результаты испытаний на ударное растяжение цилиндрических образцов с конструктивными надрезами [12, 17, 54, 57] являются важными показателями работоспособности материала в экстремальных условиях эксплуатации (высокие скорости нагружения, предельно острые концентраторы напряжений). Ценную информацию о динамической трещиностойкости можно получить при ударном растяжении цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами [4, 18—21]. Методика подготовки образца с кольцевой трещиной и оснастка для реализации ударного растяжения [4] способствовали реализации таких испытаний в лабораторных условиях с применением существующих стандартных копров для ударных испытаний.

Ввиду трудности учета инерционной поправки при таких испытаниях обычно определяют удельную работу разрушения испытываемого образца, т. е. определяют энергетическую характеристику трещиностойкости при ударном растяжении по формуле (3.27).

На рис. 3.36 изображена конструкция приспособления для реализации ударного растяжения цилиндрического образца с кольцевой трещиной. Она состоит из молота 1, двух захватов 3 и 9, поперечной граверсы 4, цилиндрической пружины 5, кольца 6 и сферической гайки 10 [4]. Образец 8 крепится с помощью захватов в отверстие, высверленном в корпусе молота. Для устранения перекосов и с целью самоцентрировки образца захваты устанавливаются с некоторыми зазорами и предусмотрены сферические поверхности захватов. Образец с захватами вставляют со стороны прорези молота в отверстие и закрепляют сферической гайкой 10. Между захватом 9 и корпусом молота помещается датчик нагрузки 11, дающий возможность измерять нагрузку при ударном разрушении образца. В процессе пролета молота поперечная граверса ударяется об опоры копра, образец разрушается, а на шкале копра фиксируется работа, затраченная на его разрушение. Подсоединенный к электронно-измерительной аппаратуре датчик нагрузки дает возможность при необходимости измерить разрушающую нагрузку при ударном разрушении образца.

Для испытания материалов при заданной температуре образец с трещиной устанавливают в захват 3, охлаждают в камере при определенной

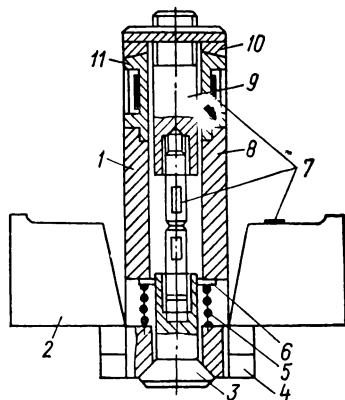


Рис. 3.36. Устройство для реализации ударного растяжения образца с кольцевой трещиной с возможным размещением датчиков нагрузки:

1 — молот; 2 — опоры копра; 3 — захват сферический; 4 — поперечная граверса; 5 — пружина; 6 — кольцо; 7 — тензодатчики; 8 — образец; 9 — захват; 10 — гайка сферическая; 11 — динамометр [4].

температуре в течение 10—15 мин вместе с захватом, а затем быстро (7—10 с) закрепляют в молоте и разрывают. Такая методика применена для установления критических температур хладноломкости на основе анализа температурной зависимости динамической трещиностойкости.

На рис. 3.37 изображены температурные зависимости динамической трещиностойкости сталей в нормализованном состоянии с различным содержанием углерода. На основе анализа этих зависимостей представляется возможным довольно четко определить критические температуры хладноломкости, которые существенно зависят от содержания углерода в стали.

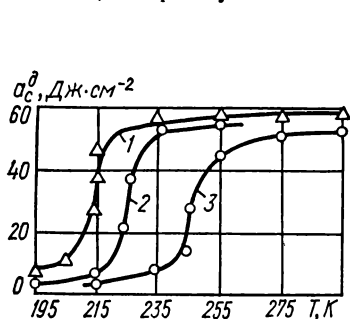


Рис. 3.37. Зависимость динамической трещиностойкости сталей от температуры:

1 — сталь 20; 2 — сталь 45; 3 — сталь У8 [21].

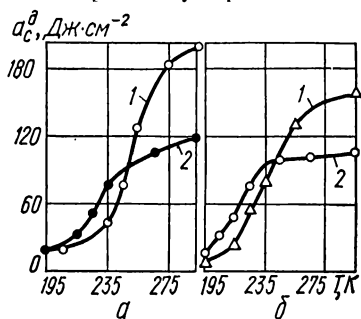


Рис. 3.38. Зависимость динамической трещиностойкости сталей 10ХСНД (а) и 15Г2АФДпс (б) от температуры при перпендикулярной (1) и параллельной (2) ориентации трещины по отношению к прокатке [21].

Указанная методика исследования применена [21] для оценки склонности к хладноломкости листовых конструкционных сталей в состоянии поставки 10ХСНД, 15Г2АФДпс и 16Г2АФ. Исследования проведены на образцах, вырезанных в продольном и поперечном направлениях. На рис. 3.38 приведены результаты таких исследований, которые показывают, что понижение температуры устраняет преимущества сталей с перпендикулярным к прокатке направлением распространения трещины. В области пониженных (климатических) температур сталь 15Г2АФДпс обладает большей сопротивляемостью, чем сталь 10ХСНД. Сравнительная оценка склонности к хрупкому разрушению двух листовых сталей: 15Г2АФДпс и 16Г2АФ — приведена на рис. 3.39, откуда видно, что в исследуемом диапазоне температур сталь 15Г2АФДпс обладает повышенной стойкостью к хладноломкости по сравнению со сталью 16Г2АФ.

Методика ударного растяжения цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами для оценки склонности к хладноломкости металлов иллюстрируется также на сталях 14Х17Н2, 13Х11Н2В2МБ, ЭИ696М и титанового сплава ВТЗ-1. Режимы термической обработки и механические характеристики представлены в табл. 3.14. Температурные зависимости динамической трещиностойкости изображены на рис. 3.40. Из данных рисунка видно, что сталь 13Х11Н2В2МБ при температурах 273—293 К обладает максимальным сопротивлением распространению трещины. При дальнейшем понижении температуры испытания указанная сталь катастрофически теряет способность сопротивляться распространению трещины. Более низким значением динамической трещиностойкости при комнатной температуре обладает сплав ВТЗ-1. Однако начиная с температуры 240 К и вплоть до температуры 77 К титановый сплав имеет лучшую сопротивляемость распро-

странению трещины, чем стали 14X17H2 и 13X11H2B2MB. Высокой стойкостью против хрупкого разрушения обладает сталь ЭИ696М: в диапазоне температур 293—77 К она сохраняет практически постоянное значение динамической трещиностойкости.

В последние годы показана возможность повышения хладостойкости сталей за счет совершенствования процессов конечного раскисления [58]. Проиллюстрируем это на примере [19, 56, 59] конечного раскисления стали 45Л. Сталь выплавляли в пятитонной дуговой печи. После предварительного раскисления ферромарганцем и ферросилицием металл выливали в стопорный ковш. Раскислители (алюминий, силикокальций и ферроцерий) вводили в 350-килограммовые заливочные ковши, которые наполняли ме-

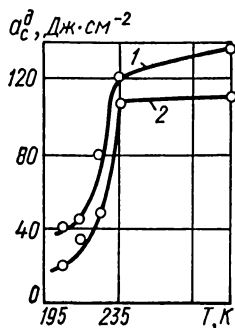


Рис. 3.39. Зависимость динамической трещиностойкости сталей 15Г2АФДпс (1) и 16Г2АФ (2) от температуры [21].

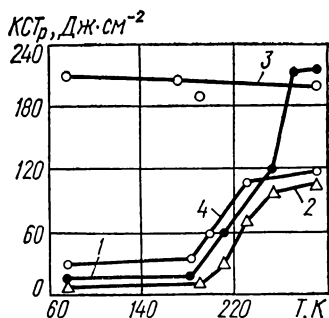


Рис. 3.40. Температурные зависимости динамической трещиностойкости для сталей 13X11H2B2MФ (1), 14X17H2 (2), ЭИ696М (3) и титанового сплава ВТ3-1 (4) [4] (здесь  $KCT_p \equiv a_c^D$ ).

таллом из стопорного ковша. Это позволило исключить влияние посторонних факторов (химического состава, температуры и др.) и получить металл, отличающийся только вариантом конечного раскисления, обеспечивающего разные уровни его газонасыщенности, механические свойства и хладостойкость (см. табл. 2.11 и 2.12).

Различные варианты конечного раскисления обеспечивали различные формы неметаллических включений. В стали, раскисленной только ферромарганцем и ферросилицием, неметаллические включения представляли собой сульфиды, окисульфиды и силикаты, дезориентированно расположенные в металлической матрице. Сульфиды имели глобулярную или близкую к ней форму. В стали, раскисленной 0,1 % алюминия, существенно менялась природа и характер расположения неметаллических включений; сульфиды имели угловатую форму и произвольно располагались в металлической матрице.

После присадки силикокальция существенно изменялся характер включений. Остроугольные кристаллические включения корунда оказались внутри глобулярных сульфидных оболочек. Наиболее чистый металл с неметаллическими включениями глобулярной формы получался при комплексном раскислении оптимальными присадками алюминия, ферроцерия и силикокальция.

Из отливок стали с различными вариантами конечного раскисления изготовляли образцы на ударный изгиб (тип U) и ударное растяжение с кольцевой трещиной. Результаты экспериментов в диапазоне температур 290—77 К изображены на рис. 3.41. При сравнении зависимостей  $KCU$  ( $T_{исп}$ )

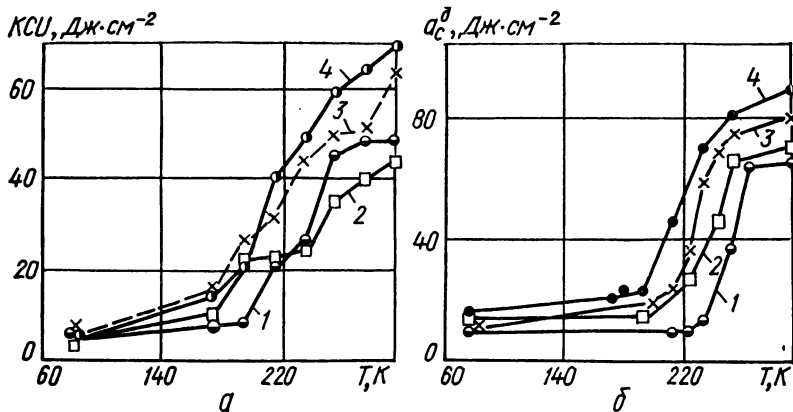


Рис. 3.41. Зависимости ударной вязкости (а) и динамической трещиностойкости (б) литой стали 45Л от температуры:

1 — без алюминия; 2 — 0,1 % Al; 3 — 0,1 % Al + 0,15 % SiCa; 4 — 0,1 % Al + 0,15 % SiCa + 0,15 % FeCl [19, 56]

и  $\alpha_s^D$  ( $T_{исп}$ ) для одинаковых вариантов раскисления легко заметить более пологий характер кривых зависимости ударной вязкости от температуры (рис. 3.41, а) по сравнению с кривыми температурной зависимости динамической трещиностойкости, полученными при ударном растяжении цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами (рис. 3.41, б). Таким образом, форма дефектов в структуре стали существенно влияет на склонность металла к хладноломкости, а ударное растяжение цилиндрического образца с кольцевой трещиной является эффективным способом ее оценки.

### 3.11. Исследование трещиностойкости по моменту старта и остановки трещины при неизотермических условиях испытаний

Рассмотрим, следуя [60, 61], метод испытаний на образцах типа двухконсольной балки (ДКБ-образцы). Для образцов этого типа характерно уменьшение коэффициента интенсивности напряжений с ростом трещины при заданной нагрузке, что позволяет несколько раз воспроизводить явления начала роста и остановки трещины на образцах сравнительно небольших размеров.

Предварительные исследования показали, что боковые надрезы на ДКБ-образцах достаточно надежно направляют трещины, если глубина бокового надреза составляет примерно треть брутто-толщины образца. Поэтому предложен [60, 61] образец, показанный на рис. 3.42.

Для быстрого торможения трещины желательно применять такие условия испытаний, при которых трещина развивается из области низкой температуры в область более высокой. Возникшая задача получения градиента температуры вдоль образца может быть решена посредством применения местного охлаждения образца с помощью небольшой ванны с жидким азотом, размещаемой на образце (рис. 3.43). При необходимости ванну можно перемещать по образцу. Температура образца замеряется в отдельных точках с помощью медь-константановых термопар. Местное охлаждение образца толщиной 40 мм до температуры 120 К производится 5 л жидкого

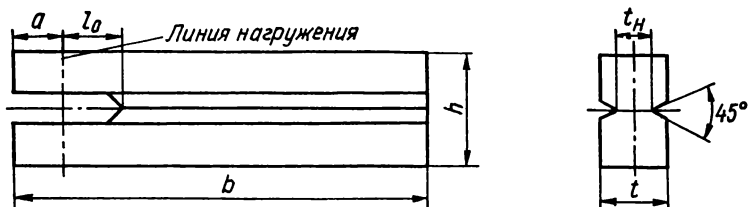


Рис. 3.42. ДКБ-образец с боковыми канавками.

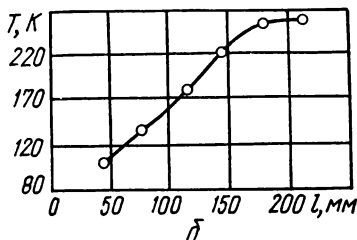
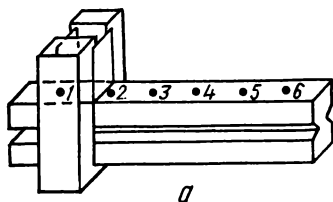


Рис. 3.43. Приспособление для охлаждения образцов (1—6 — места установки термопар) (а) и распределение температуры по длине образца (б).

азота в течение 40 мин. Получаемый при этом перепад температур по длине образца составляет 150 К.

Для корректной оценки способности материала тормозить трещину необходимо, чтобы возможные перемещения в системе нагружения после начала быстрого распространения трещины (самопроизвольного разрушения) в процессе релаксации нагрузки с ростом трещины были малы по сравнению с реализуемыми изменениями расстояния между точками приложения силы к образцу. Следует исключить все силы и источники энергии, которые могут сделать неопределенным момент остановки в образце бегущей трещины. Поэтому нагружают образец расклинивающими силами, создаваемыми с помощью винта, ввинчиваемого в одно из плеч ДКБ-образца и опирающегося на шариковую опору на другом плече. Применяемое устройство показано на рис. 3.44. Для испытания образец устанавливают в настольные тиски и нагружают вручную до первого скачка исходной усталостной трещины.

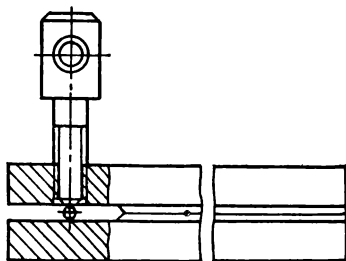


Рис. 3.44. Нагружающее устройство.

Запас энергии упругой деформации в ДКБ-образце, нагруженном расклинивающими силами с помощью винта, равен энергии деформации двух балок (плеч образца) длиной \$l\$ (длина трещины от кончика до оси действия сил):

$$W = 2 \int_0^l \frac{M^2 dx}{2EJ} + 2k \int_0^l \frac{Q^2 dx}{2GF}, \quad (3.64)$$

где \$M\$ — изгибающий момент в плоскости образца; \$Q\$ — поперечная сила; \$E\$ — модуль упругости при растяжении; \$G\$ — модуль упругости при сдвиге;

$J$ ,  $F$  — момент инерции и площадь поперечного сечения одного из плеч образца  $\left( k = \frac{6}{5} \text{ для балки прямоугольного сечения} \right)$ .

Учитывая, что  $M = Px$  и  $Q = P$ , где  $P$  — расклинивающая сила, получаем

$$W = \frac{P^2 l^3}{3EJ} + \frac{6}{5} \frac{P^2 l}{GF}; \quad (3.65)$$

суммарный прогиб двух плеч образца (или раскрытие  $\Delta$  в месте действия силы)

$$\Delta = \frac{\partial W}{\partial P} = \frac{2}{3} \frac{Pl^3}{EJ} + \frac{12}{5} \frac{Pl}{GF}. \quad (3.66)$$

Подставив  $P$  из уравнения (3.66) в формулу (3.65), получим

$$W = \frac{\Delta^2}{4l^2} \left( \frac{1}{3} \frac{l^3}{EJ} + \frac{6}{5} \frac{1}{GF} \right)^{-1}. \quad (3.67)$$

Производная от энергии по длине трещины

$$-\frac{dW}{dl} = \frac{\Delta^2}{4l^2} \frac{l^2/EJ + \frac{6}{5} \frac{1}{GF}}{\left( l^2/3EJ + \frac{6}{5} \frac{1}{GF} \right)^2}. \quad (3.68)$$

Поскольку  $GF = 6EJ/(1 + \mu) h^2$ , где  $h$  — высота плеча образца, то окончательно уравнение (3.68) примет вид

$$-\frac{dW}{dl} = \frac{9\Delta^2 EJ}{4l^4} \frac{5l^2 + (1 + \mu) h^2}{5l^2 + 3(1 + \mu) h^2}. \quad (3.69)$$

Так как коэффициент интенсивности напряжений равен

$$K = \sqrt{E t_h^{-1} (dW/dl)}, \quad (3.70)$$

где  $t_h$  — толщина надрезанной части образца, то, подставив в уравнение (3.70) значение производной от энергии по длине трещины из выражения (3.69), получаем расчетную формулу для коэффициента интенсивности напряжений в ДКБ-образце при заданном раскрытии:

$$\begin{aligned} K &= \frac{3}{2} \frac{\Delta}{l^2} E \sqrt{\frac{J}{t_h}} \frac{\sqrt{1 + \frac{1 + \mu}{5} \frac{h^2}{l^2}}}{1 + \frac{3(1 + \mu)}{5} \frac{h^2}{l^2}} \cong \\ &\cong \frac{3}{2} \frac{\Delta}{l^2} E \sqrt{\frac{J}{t_h}} \frac{1 + \frac{1 + \mu}{10} \frac{h^2}{l^2}}{1 + \frac{3(1 + \mu)}{5} \frac{h^2}{l^2}}. \end{aligned} \quad (3.71)$$

Приняв  $\mu = 0,3$ , получаем

$$K = \frac{3}{2} \frac{\Delta}{l^2} E \sqrt{\frac{J}{t_h}} \frac{1 + 0,13 \frac{h^2}{l^2}}{1 + 0,78 \frac{h^2}{l^2}}. \quad (3.72)$$



Формула (3.71) для коэффициента интенсивности напряжений получена в предположении, что концентрация напряжений, обусловленная боковыми надрезами, мала по сравнению с концентрацией в кончике острой усталостной трещины и может не учитываться.

Уменьшение толщины в надрезанной части образца отражено заменой в формуле (3.70) брутто-толщины  $t$  на нетто-толщину  $t_n$  в месте надреза. Фактически это означает, что формула для коэффициента интенсивности при наличии боковых надрезов получается из формулы для коэффициента интенсивности напряжений для образца без боковых надрезов посредством умножения последней на множитель  $\sqrt{l/t_n}$ . Результаты экспериментальной проверки справедливости такого учета влияния боковых канавок приведены в работе [62]. В образце (например, на гидропульсаторе ЦДМПу-10) выращивают исходную усталостную трещину длиной около  $1,25t$ , так что полная длина трещины вместе с начальным надрезом  $\sim 2t$ . Кроме того, в каждом образце сверлят отверстия, в которых нарезают резьбу для крепления датчиков деформации (раскрытия). После первого испытания образец опять устанавливают в пульсатор для нанесения новой усталостной трещины. В среднем каждый образец испытывают три раза. Усталостные трещины в образцах растут при нагружении с частотой 125 Гц, максимальная амплитуда напряжения цикла не превышает  $0,5\sigma_{0,2}$ .

Для испытаний образец закрепляют в тисках, ставят на него датчики деформации (типа упругой скобы с наклеенными на нее тензорезисторами) и охлаждают до получения нужного распределения температуры по образцу. Затем образец нагружают винтом и одновременно записывают сигналы от двух датчиков деформации (раскрытия) на двухкоординатном самописце, как показано на рис. 3.45. Сигнал от первого датчика  $\Delta_1$  подают на X-вход самописца, сигнал от второго  $\Delta_2$  — на Y-вход самописца. Первый датчик измеряет раскрытие надреза в месте действия расклинивающей силы, второй — раскрытие трещины на расстоянии  $0,25t$  от ее кончика. До начала движения трещины сигналы обоих датчиков пропорциональны расклинивающей силе, что находит отражение в линейности диаграммы  $OA$ . Быстрое увеличение длины трещины влечет за собой достаточно резкое усиление сигнала  $\Delta_2$  от второго датчика, что приводит к появлению излома на диаграмме. Раскрытие  $\Delta = \Delta_1$ , соответствующее излому диаграммы  $\Delta_1 - \Delta_2$ , измеряют на полученной диаграмме и используют для определения вязкости разрушения в момент старта и остановки трещины. После первого скачка трещины нагружение прекращают и измеряют новую длину трещины  $l_2$ . Полученные значения  $l_2$  и  $\Delta$  используют для подсчета вязкости разрушения  $K_{Ic}^0$  в момент остановки трещины, а исходную длину трещины  $l_1$  и  $\Delta$  — для определения вязкости разрушения  $K_{Ic}$  в момент начала движения трещины.

Для подсчета  $K_{Ic}$  и  $K_{Ic}^0$  используют формулу (3.71) с поправкой на длину трещины, которая отражает тот факт, что в действительности не реализуется допущение о жесткой заделке «консолей» образца в месте расположения кончика трещины. Эксперименты показали, что нежесткость заделки при-

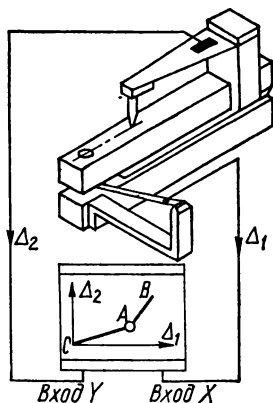


Рис. 3.45. Расположение датчиков на образце для записи раскрытия трещины.

водит к эффективному увеличению длины консолей образца (и трещины) на  $0,8h$ .

В качестве примера приведены результаты испытания образцов корпусной стали 12Х2МФА (рис. 3.46).

Значение  $K_{Ic}$  при обеих толщинах ДКБ-образцов хорошо согласуется со значением  $K_{Ic} = 62 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ , измеренным на компактных образцах толщиной 20 мм при температуре 77 К. Это служит подтверждением корректности полученных результатов.

Вязкость разрушения в момент останова трещины на  $\sim 31 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$  меньше

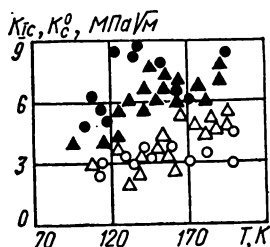


Рис. 3.46. Зависимость  $K_{Ic}$  ( $\times 10$ ) и  $K_c^0$  ( $\times 10$ ) от температуры:

●, ▲ —  $K_{Ic}$ , старт трещины; ○, △ —  $K_c^0$ , остановка трещины;  
▲, △ —  $t = 40 \text{ мм}$ ; ●, ○ —  $t = 20 \text{ мм}$ .

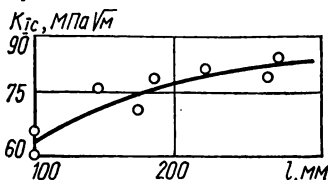


Рис. 3.47. Зависимость  $K_{Ic}$  от длины трещины (температура испытания 150 К).

вязкости разрушения в момент старта трещины. Это уменьшение вязкости разрушения надо учитывать при страховочных расчетах. Однако возможен и другой подход — вязкость разрушения  $K_c^0$  можно рассматривать как минимально возможное значение  $K_{Ic}$  для данного материала и расчет на прочность при наличии трещин проводить, ориентируясь именно на эту вязкость разрушения. Следует отметить, что вязкость разрушения при остановке трещины  $K_c^0$  для стали 12Х2МФА совпадает с минимальной вязкостью разрушения, полученной для стали этого класса ( $K_{Ic} = 31 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ ) [63]. Поэтому в первом приближении можно считать, что испытания на  $K_c^0$  есть испытания, которые позволяют на малых образцах определять нижний предел значений  $K_{Ic}$  в определенном диапазоне температур.

Экспериментально определенные температурные зависимости  $K_{Ic}$  и  $K_c^0$  показывают, что с увеличением температуры наблюдается рост значений  $K_{Ic}$  и  $K_c^0$ . С учетом разброса экспериментальных точек можно считать, что температурные зависимости  $K_{Ic}$  и  $K_c^0$ , полученные на образцах толщиной 20 мм, совпадают с температурными зависимостями для образцов толщиной 40 мм. Значительный разброс данных можно объяснить наличием боковых надрезов. Как показали испытания компактных образцов, введение боковых надрезов приводит к увеличению дисперсии в 1,5 раза. Причина такого влияния боковых надрезов на разброс экспериментальных данных пока неясна.

На рис. 3.47 показана зависимость  $K_{Ic}$  от длины трещины для образцов толщиной 40 мм, полученная при температуре 150 К. Наблюдается тенденция к уменьшению  $K_{Ic}$  с уменьшением длины трещины до 150 мм и ниже. Поэтому для получения более воспроизводимых результатов следует применять образцы, длина трещины в которых  $l \geq 3h$ .

Помимо вязкости разрушения  $K_{Ic}$  и  $K_c^0$  проведенные испытания с задаваемым смещением  $\Delta$  образца позволяют определить среднюю удельную энергию, затрачиваемую на продвижение трещины,

$$a_c = \frac{dW}{t_n dl}, \quad (3.73)$$

где  $dW$  — энергия, затрачиваемая на увеличение трещины в образце толщиной  $t_n$  (здесь  $d$  — приращение).

Для вычисления  $dW/dl$  обратимся к рис. 3.48, где изображены две диаграммы  $P - \Delta$ , соответствующие длинам трещины  $l_1$  (исходной) и  $l_2$  (конечной). Предположим, что при нагружении образца с трещиной  $l_1$  скачок

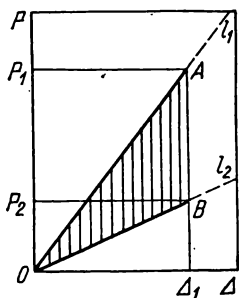


Рис. 3.48. Схема для вычисления удельной работы разрушения.

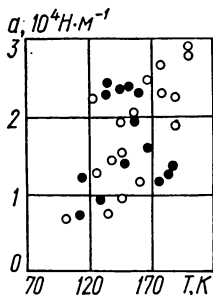


Рис. 3.49. Зависимость удельной работы разрушения от температуры:

● —  $t = 20$  мм; ○ —  $t = 40$  мм.

трещины на  $dl = l_2 - l_1$  произошел при некотором раскрытии  $\Delta_1$  в точке  $A$  диаграммы  $OA$ . В результате этого скачка нагрузка упала на  $dP = P_1 - P_2$  при сохранении постоянства  $\Delta_1$ , что реализуется при данном способе нагружения. Если предположить, что все изменение энергии деформации системы (заштрихованный треугольник  $OAB$ ) пошло на образование трещины  $dl$ , то

$$\frac{dW}{dl} = \frac{1}{2} \frac{P_1 \Delta_1 - P_2 \Delta_1}{l_2 - l_1}.$$

Так как  $P_1 = \frac{3}{2} \Delta_1 \frac{EJ}{l_1^3}$  и  $P_2 = \frac{3}{2} \Delta_1 \frac{EJ}{l_2^3}$ , то

$$a_c = \frac{1}{t_n} \frac{dW}{dl} = \frac{3\Delta_1^2 EJ}{4t_n (l_2 - l_1)} \frac{l_2^3 - l_1^3}{l_1^3 l_2^3}. \quad (3.74)$$

Среднее значение коэффициента интенсивности напряжения при скачке трещины

$$\tilde{K} = \sqrt{\frac{EdW}{t_n dl}} = \frac{\sqrt{3}}{2} \Delta_1 E \sqrt{\frac{T}{t_n}} \sqrt{\frac{l_2^3 - l_1^3}{l_1^3 l_2^3 (l_2 - l_1)}}. \quad (3.75)$$

При  $dl = l_2 - l_1 \rightarrow 0$  последнее выражение превращается в формулу для  $K$  без учета поперечных сил:

$$K = \frac{3}{2} \frac{\Delta E}{l^2} \sqrt{\frac{J}{t_n}}. \quad (3.76)$$

На рис. 3.49 приведена зависимость удельной работы разрушения  $a_c$  от температуры. Видно, что удельная работа не зависит от толщины образца и с увеличением температуры от 100 до 190 К значение  $a_c$  растет от  $1 \cdot 10^{-4}$  до  $2,5 \cdot 10^{-4}$  Н · м<sup>-1</sup>. Этим значениям соответствуют средние значения вязкости разрушения  $\tilde{K}_{Ic}$ , изменяющиеся от 43,4 до 69 МПа ·  $\sqrt{м}$ , т. е. лежащие между  $K_{Ic}$  и  $K_c^0$  на рис. 3.46.

### 3.12. Методика измерения средней скорости закритического разрушения ферромагнитных материалов

В работе [64] приведена методика, с помощью которой можно измерить время закритического разрушения  $\tau_p$  (рис. 3.50) и, следовательно, среднюю скорость разрушения ферромагнитных материалов при статическом нагружении образцов шириной 15—20 мм.

Чтобы определить среднюю скорость разрушения, надо знать два момента времени: резкого ускорения трещины и окончательного разделения образца.

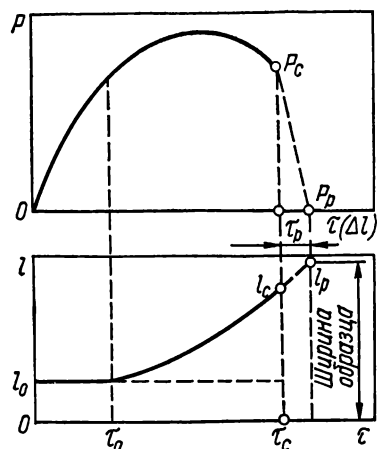


Рис. 3.50. Схематические зависимости нагрузки  $P$  и длины трещины  $l$  от времени  $\tau$  при растяжении плоского образца с краевой трещиной.

Эту задачу можно решить, если имеется датчик, который дает сигнал в момент лавинообразного разрушения, и этот сигнал не меняет знак и не уменьшается до нуля вплоть до разрушения образца. Тогда, подав сигнал от датчика на регистрирующий прибор через исследуемый образец, в момент разделения образца получим резкое падение сигнала до нуля. Момент появления сигнала будет соответствовать началу процесса закритического разрушения, момент резкого падения его — окончанию процесса разрушения.

Схема установки приведена на рис. 3.51. В ней использован индукционный датчик  $I$ , состоящий из катушки (1500 витков из провода ПЭЛ-0,12) на П-образном сердечнике из стали 20. Датчик устанавливали на образец 2 так, чтобы кончик исходного надреза или трещины находился между полюсами сердечника. Образец подмагничивался по-

стоянным магнитом 3 и был изолирован электрически от испытательной машины. При ускорении трещины происходило перераспределение магнитных потоков через образец и сердечник датчика, появлялся сигнал, который проходил по образцу и подавался на первый вход двухлучевого осциллографа 4 типа ОК-17М.

Появление сигнала от датчика свидетельствует о резком ускорении роста трещины. Действительно, напряжение на выходе индукционного датчика определяется скоростью изменения магнитного потока  $d\Phi/dt$  через датчик, которая пропорциональна скорости роста трещины  $v$ . Следовательно, изменение (и появление) сигнала связано с изменением  $d\Phi/dt$  или с наличием ускорения роста трещины. Учитывая, что в хрупких материалах скорость роста трещины достигает максимума на длине менее 1 мм [15], можно считать, что в момент появления сигнала трещина отличается от исходной не более чем на 1 мм. Поэтому измеряемое время разрушения соответствует нетто-ширине образца с точностью до 1 мм.

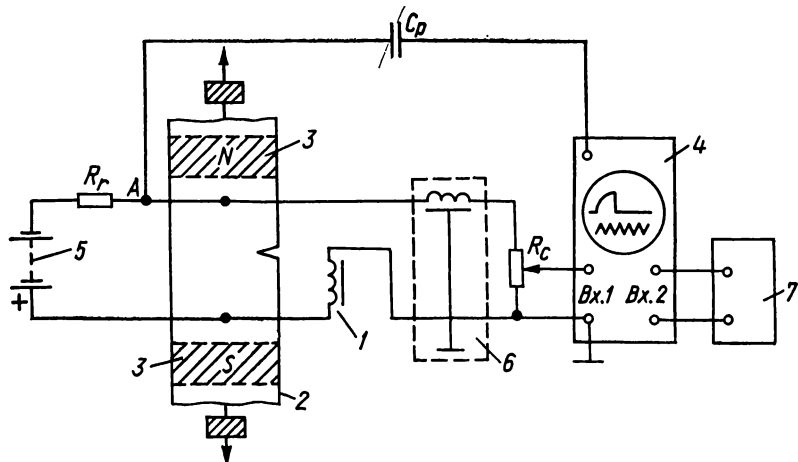


Рис. 3.51. Электрическая схема установки для определения средней скорости закритического разрушения ферромагнитных материалов.

Пуск осциллографа можно осуществить тем же сигналом от датчика. Однако амплитуда такого сигнала близка к уровню помех, создаваемых работающим электрооборудованием. Возникающие наводки приводят к преждевременному запуску осциллографа и к порче образцов. В связи с этим целесообразно запускать осциллограф сигналом от разрыва образца, а сигнал от датчика задерживать на время, превышающее время разрушения образца. С этой целью образец через сопротивление  $R_r$  включают в цепь дополнительного источника питания 5 напряжением 50 В. В момент разделения образца напряжение в точке  $A$  скачком увеличивается от нуля до 20 В, что использовано для пуска осциллографа. Чтобы задержать сигнал от датчика, между ним и осциллографом включена 80-микросекундная линия задержки 6. Датчик включен так, чтобы полярность его сигнала была противоположна полярности источника питания 5. Тогда в момент разрыва образца на вход осциллографа поступает большой сигнал противоположной полярности, четко обозначая этот момент на осциллограмме. На второй вход осциллографа от генератора 7 типа ГСС-6М подается напряжение частотой 500 кГц, используемое для получения масштаба времени. Осциллограммы удобно фотографировать, например, аппаратом «Зоркий-2М», на пленку чувствительностью 250 единиц.

При согласовании сопротивлений датчика, линии задержки и осциллографа в цепь датчика включен генератор прямоугольных импульсов 26-М, после чего прямоугольные импульсы длительностью 2—5 мкс проходят через схему практически без искажений фронта. Это указывает на то,

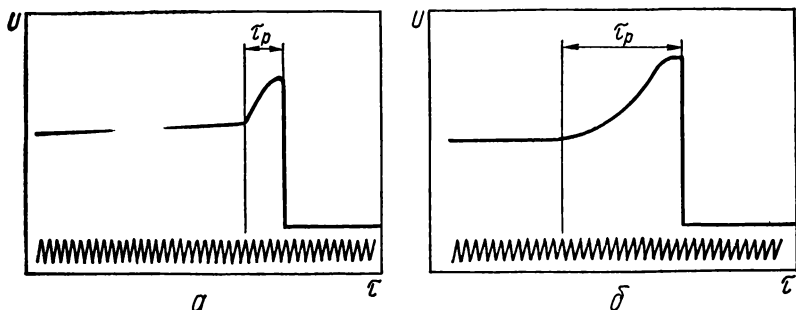


Рис. 3.52. Осциллограммы импульсов разрушения для сталей ВНС-9 (а) и 45Х5МВФС (б).

Нетто-ширина образцов 20 мм, метка времени с частотой 500 кГц.

что рабочая полоса частот схемы измерений вполне достаточна для пропуска импульсов разрушения длительностью 10—50 мкс, о чем, в частности, свидетельствует резкий задний фронт импульсов разрушения (рис. 3.52).

Приведем пример испытаний образцов размерами  $100 \times 20 \times 0,13$  мм и  $100 \times 20 \times 0,2$  мм, выполненных из тонколистовых сталей ВНС-9 ( $\sigma_B = 2600$  МПа) и 45Х5МВФС ( $\sigma_B = 2920$  МПа). На них наносили острые односторонние надрезы длиной 3 мм. Нагружали образцы на десятизонной разрывной машине при скорости движения подвижного захвата  $2 \cdot 10^{-4}$  м  $\times$  с $^{-1}$ .

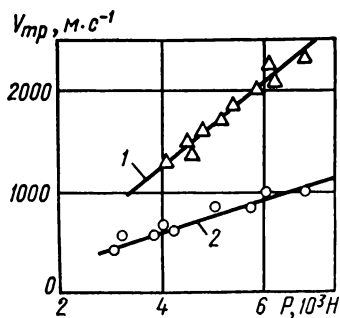


Рис. 3.53. Зависимость средней скорости закритических трещин в сталях ВНС-9 (1) и 45Х5МВФС (2) от разрушающей нагрузки.

(0,5—30 мм), представлены на рис. 3.53. Как видно из рисунка, скорость увеличивается пропорционально разрушающей нагрузке, а отношение средней скорости разрушения к разрушающей нагрузке примерно постоянно и составляет для стали 45Х5МВФС  $0,13 \text{ м} \cdot \text{Н}^{-1} \cdot \text{с}^{-1}$ , а для стали ВНС-9  $0,29 \text{ м} \cdot \text{Н}^{-1} \cdot \text{с}^{-1}$ .

Полученный результат позволяет предполагать, что отношение средней скорости закритической трещины к разрушающей нагрузке можно использовать в качестве меры сопротивления материалов закритическому разрушению.

### 3.13. Определение трещиностойкости на стадии остановки трещины

Трещиностойкость на стадии остановки трещины является важной характеристикой конструкционного материала, так как она определяет способность данного материала останавливать распространяющуюся трещину в реальных условиях работы узла конструкции (напряженное состояние элемента конструкции, температура, рабочая среда). Данные о трещиностойкости на стадии остановки трещины необходимы для прогнозирования безопасных условий эксплуатации ответственных листовых конструкций (трубопроводов, резервуаров и др.), оптимального выбора материалов для таких конструкций, ранжировки конструкционных материалов по способности их гасить разрушения.

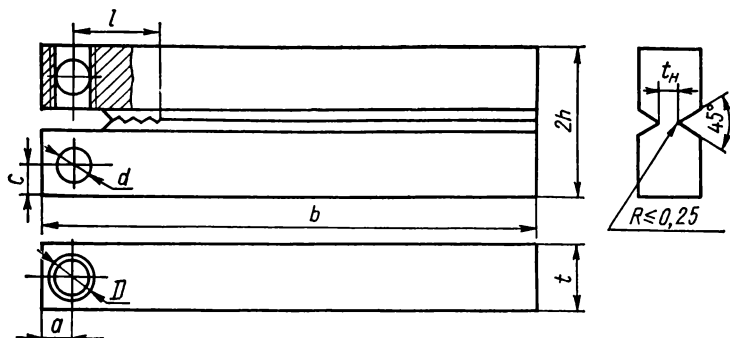


Рис. 3.54. Образец типа I для определения  $K_c^0$ .

Соотношение размеров:  $1,5t \leq l < l_0 < b - 2,5t$ ;  $b = 15t$ ;  $h = 1,25t$ ;  $t_n = 0,4t$ ;  $a = 0,6t$ ;  $c = 0,75t$ ;  $D = 0,6t$ ;  $d = 0,5t$ .

Непараллельность и неперпендикулярность плоскостей не более 0,1 на 100 мм длины.

В отечественной [60, 62, 65—68] и зарубежной [69—74] литературе приведены некоторые результаты теоретических и экспериментальных исследований по оценке трещиностойкости конструкционных материалов на стадии остановки трещины. На основе анализа этих данных и обобщения полученных результатов издан нормативный документ [2], регламентирующий методику определения трещиностойкости на стадии остановки трещины.

К характеристикам трещиностойкости материала на стадии остановки трещины относят [2]: а) критический коэффициент интенсивности напряжений на стадии остановки трещины  $K_c^0$ , т. е. характеристику упругого поля напряжений перед вершиной остановившейся трещины после установления статического равновесия; б) критическую температуру материала в вершине остановившейся трещины  $T_{ко}$  при данном критическом напряжении  $\sigma_{ко}$ , т. е. температуру перехода кристаллографического типа разрушения из хрупкого в вязкий.

Эти характеристики определяют преимущественно на двух типах образцов из листового проката. Образец типа I (рис. 3.54) рекомендуют применять для определения величины  $K_c^0$ , а образец типа II (рис. 3.55, 3.56) — для определения критической температуры материала  $T_{ко}$  в вершине остановившейся трещины в зависимости от  $\sigma$ . При этом возможны два варианта испытаний: изотермический и градиентный.

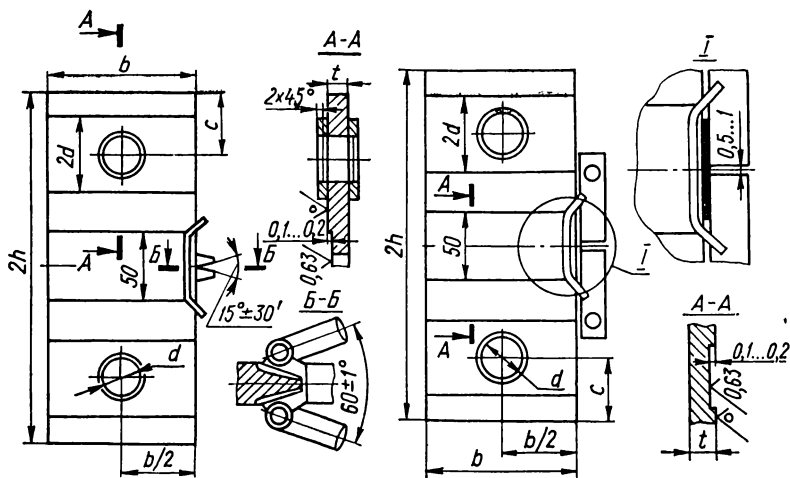


Рис. 3.55. Образец типа II для определения  $t_{ко}$  в зависимости от исходного напряжения при динамическом инициировании разрушения.

Соотношение размеров: для  $t \leq 40$  мм  $h = 300 + 350$  мм;  $b = 250 + 300$  мм;  $d = 75$  мм;  $c = 120$  мм; для  $t > 40$  мм любой из размеров  $h$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  увеличивается пропорционально толщине, например  $b = (250 + 300) \frac{t}{40}$  мм.

Рис. 3.56. Образец типа II для определения  $t_{ко}$  в зависимости от исходного напряжения при статическом инициировании разрушения.

Соотношение размеров: для  $t \leq 40$  мм  $h = 300 + 350$  мм;  $b = 250 + 300$  мм;  $d = 75$  мм;  $c = 120$  мм; для  $t = 40$  мм любой из размеров  $h$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  увеличивается пропорционально толщине, например  $b = (250 + 300) \frac{t}{40}$  мм.

На образце типа I определяют также температурную зависимость  $K_c^0(T_0)$ , испытывая серию образцов в заданном температурном диапазоне. Типы и размеры образцов для определения характеристик трещиностойкости на стадии остановки приведены на рис. 3.54—3.61. Реализацию схемы A нагружения образца согласно рис. 3.58 осуществляют с помощью расклинивающего винта, а схемы B — на испытательной установке (см. рис. 3.59). Разрывная машина для нагружения образца типа II должна быть оборудована копром при динамическом инициировании разрушения (см. рис. 3.61) или домкратом при статическом инициировании разрушения (см. рис. 3.60). Необходимое усилие испытательных установок определяют а) для образца типа I:  $(\sigma_{0,2} + \sigma_B) h^2 t / 12l$ ; б) для образца типа II:  $\sigma_{0,2} b t$ .

Установки должны быть оборудованы датчиками нагрузки, перемещения и температуры (термопары), двухкоординатным самописцем, термостатом для реализации изотермического процесса, съемными холодильными камерами для локального переохлаждения зоны инициирования разрушения (и электрическими нагревателями) для осуществления неизотермических испытаний, а также многооточечным самопишущим потенциометром для измерения температуры на предполагаемом пути распространения трещины (см. рис. 3.59—3.61). Градиент температуры при неизотермических испытаниях устанавливают интенсивностью подачи хладагента и мощностью нагревателя, при этом значение градиента в зоне предполагаемой остановки трещины не должно превышать  $2 \text{ К} \cdot \text{мм}^{-1}$ . Рекомендованный диапазон температур в зоне инициирования разрушения 123—213 К.



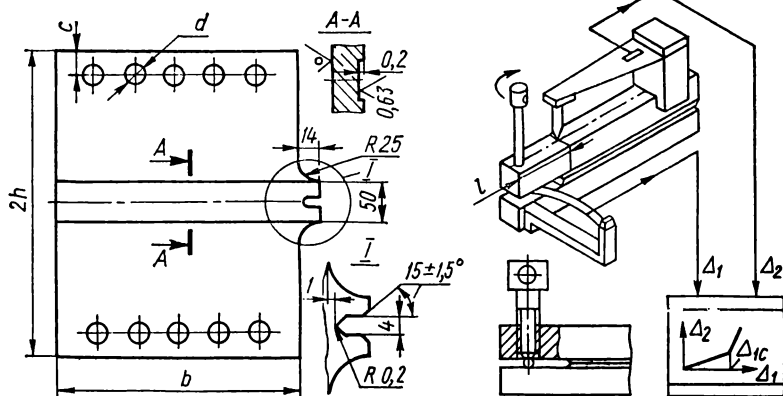


Рис. 3.57. Образец типа II для определения  $T_{ко}$  в зависимости от исходного напряжения при динамическом инициировании разрушения, изготовление которого не требует применения сварки.

Соотношение размеров: для  $t \leq 40$  мм  $h = b = 250 \div 300$  мм;  $d = 25$  мм;  $c = 40$  мм; для  $t > 40$  мм размеры  $h$  и  $b$  увеличиваются пропорционально толщине:  $h = b = (250 + 300) \frac{t}{40}$  мм. Количество, диаметр и размещение крепежных отверстий уточняются в каждом конкретном случае.

Рис. 3.58. Схема А нагружения образца типа I и система регистрации момента старта трещины в изотермическом испытании для определения  $K_{IC}^0$ .

1 — нагружающий винт; 2 — двухкоординатный самописец для регистрации;  $\Delta_1$  — перемещение на линии приложения нагрузки;  $\Delta_2$  — перемещение в области вершины исходной трещины.

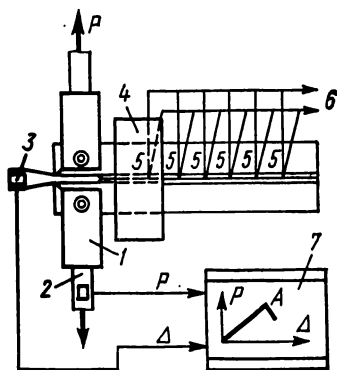
Рис. 3.59. Схема Б нагружения образца типа I и система регистрации в не-изотермическом испытании для определения  $K_{IC}^0$ .

1 — захваты испытательной машины; 2 — датчик нагрузки; 3 — датчик перемещений; 4 — холодильник; 5 — термопары; 6 — к регистратору температурного распределения; 7 — двухкоординатный самописец для регистрации диаграммы нагрузка — перемещение ( $P - \Delta$ ).

При испытании образца типа I по схеме Б усилие  $P$  в момент остановки трещины определяют на основе записанной диаграммы разрушения  $P - \Delta$  (нагрузка — перемещение) (см. рис. 3.59), а при реализации схемы А критическое смещение берегов трещины определяют по диаграмме разрушения  $\Delta_1 - \Delta_2$  (см. рис. 3.58).

При испытании образца типа II с ударным инициированием рекомендуют удар осуществлять копром с энергией, приходящейся на единицу толщины образца,  $10 - 20$  Дж · мм<sup>-1</sup>.

Критическое значение коэффициента интенсивности напряжений на стадии остановки трещины определяют:



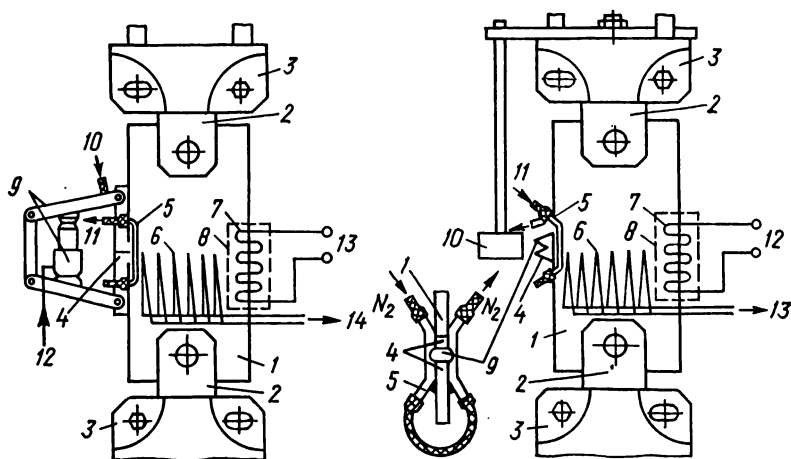


Рис. 3.60. Схема нагружения образца типа II и размещение вспомогательных и измерительных элементов для проведения испытаний по определению  $t_{\text{ко}}$  при статическом инициировании разрушения:

1 — образец; 2 — клиновидный вкладыш; 3 — захват; 4 — концентратор; 5 — трубки охлаждения; 6 — термодатчики; 7 — нагреватель; 8 — экран нагревателя; 9 — домкрат; 10 — подача жидкого азота; 11 — слив № 2; 12 — к насосной станции; 13 — к источнику питания нагревателя; 14 — к многоточечному самопишущему потенциометру.

Рис. 3.61. Схема нагружения образца типа II и размещение вспомогательных и измерительных элементов для проведения испытаний по определению  $t_{\text{ко}}$  при динамическом инициировании разрушения:

1 — образец; 2 — клиновидный вкладыш; 3 — захват; 4 — концентратор; 5 — трубки охлаждения; 6 — термодатчики; 7 — нагреватель; 8 — экран нагревателя; 9 — клин; 10 — копер; 11 — подача и слив жидкого азота; 12 — к источнику питания нагревателя; 13 — к многоточечному самопишущему потенциометру.

для образца типа I по схеме А (см. рис. 3.58) —

$$K_c^0 = \frac{3}{2} \frac{\Delta_{1c} E}{(l_0 + 0,64h)^2} \frac{1 + \frac{1+\mu}{10} \frac{h^2}{l_0^2}}{1 + \frac{3(1+\mu)}{5} \frac{h^2}{l_0^2}} \sqrt{\frac{T}{t_n}}; \quad (3.77)$$

для образца типа I по схеме Б (см. рис. 3.59) —

$$K_c^0 = \frac{P_0 (l_0 + 0,64h)}{\sqrt{t_n}} \left( 1 + \frac{1+\mu}{10} \frac{h^2}{l_0^2} \right), \quad (3.78)$$

где  $P_0$  — нагрузка в момент остановки трещины;  $\Delta_{1c}$  — критическое смещение берегов трещины на линии действия нагрузки;  $E$  — модуль упругости;  $\mu$  — коэффициент Пуассона;  $h$  — половина высоты образца;  $I$  — момент инерции сечения плеча образца типа I.  $t_n$  — толщина образца в надрезе до испытания;  $l_0$  — средняя длина образовавшейся трещины по сечению образца.

Вычисленные по формулам (3.77) и (3.78) значения считаются корректными, если распространившаяся трещина не вышла за пределы канавок и от-

носительное поперечное сужение образца

$$\varphi_c = \frac{t_0 - t_c}{t_0} 100 \% \leq 1,5 \%$$

При испытании образца типа II  $K_c^0$  определяют по формуле

$$K_c^0 = \frac{P_c Y}{(bL)^{1/2}}, \quad (3.79)$$

где  $P_c$  — нагрузка в момент старта трещины;

$$Y = \left(\frac{l_0}{b}\right)^2 \left[ 1,99 - 0,49 \left(\frac{l_0}{b}\right) + 18,7 \left(\frac{l_0}{b}\right)^2 - 38,5 \left(\frac{l_0}{b}\right)^3 + 53,8 \left(\frac{l_0}{b}\right)^4 \right];$$

$L$  — длина фронта вязкохрупкого перехода, т. е. длина дуги между точками появления губ среза (вязкохрупкого перехода) у поверхности образца;  $l_0$  — длина образовавшейся трещины, определяемая расстоянием от фронта трещины до кромки образца типа II со стороны инициатора.

Вычисленное по формуле (3.79) значение  $K_c^0$  считается корректным, если  $\sigma \leq \sigma_{0,2}(t_{ко})$  и  $\frac{P_c - P_0}{P_0} 100 \% \leq 15 \%$ . Критическую температуру хрупкой трещины  $T_k$ , определяемую на образце типа II, находят путем интерполяции измеренного распределения температур в точку, соответствующую вершине хрупкой поверхности разрушения. В качестве характеристики напряженного состояния в момент остановки трещины принимают исходное напряжение  $\sigma_{ко} = \sigma$ .

При определении величин  $T_{ко}$  и  $\sigma_{ко}$  рекомендуется, чтобы  $[(P_c - P_0)/P_0] 100 \% \leq 40 \%$ .

### **3.14. Определение температуры нулевой пластичности при испытаниях падающим грузом**

Для оценки сопротивления материала развитию трещины прибегают к испытаниям материалов по определению температуры нулевой пластичности  $T_{н.п}$  [75], т. е. максимальной температуры, при которой происходит разрушение образца для испытаний падающим грузом (ИПГ). Такой вид испытаний по определению  $T_{н.п}$  применяют для сталей, используемых при изготовлении ответственных конструкций, таких, как корпуса ядерных реакторов и парогенераторов, сосуды давления, трубопроводы. Для определения температуры нулевой пластичности применяют специальные образцы (рис. 3.62). Образец для испытаний представляет собой прямоугольную планку размерами  $L \times b \times t$  с нанесенной электродуговой сварной наплавкой длиной 65 мм и шириной 12 мм с надрезом по ширине наплавки шириной 1,5 мм. Наплавка служит для инициации разрушения. Наплавку наносят за один проход электродом диаметром 4—5 мм последовательно из предварительно отмеченных точек  $A$  и  $B$  с соединением в центре — точке  $C$ . Материал наплавки должен иметь твердость 600—800 ед. по Виккерсу и обеспечивать возможность возникновения в ней хрупкой трещины при испыта-

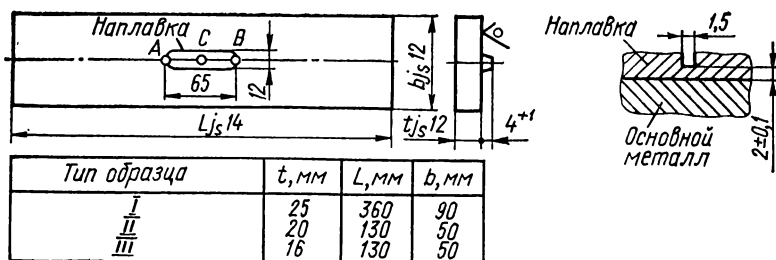


Рис. 3.62. Образец для испытаний падающим грузом.

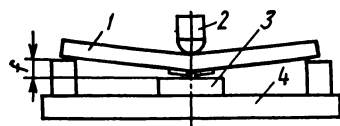


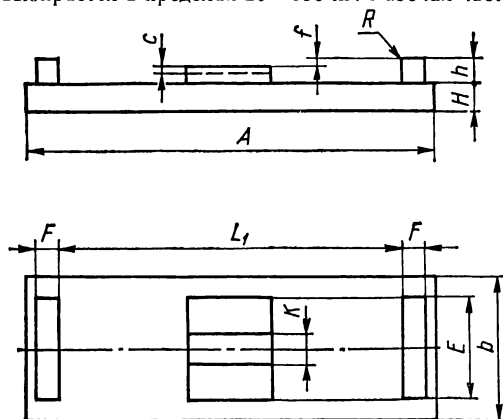
Рис. 3.63. Схема испытаний падающим грузом:

1 — образец; 2 — падающий груз; 3 — ограничитель прогиба; 4 — плита.

задается ограничителем 3, установленным на опорную плиту 4. Конструкция и размеры опорной плиты приведены на рис. 3.64.

Температура нулевой пластичности определяется при испытании серии образцов (6—8 шт.) одного из трех типоразмеров (см. рис. 3.62) при различных температурах.

Эксперименты проводят на установке для испытаний падающим грузом. Она состоит из двух вертикальных направляющих, падающего груза, жестко закрепленной станины, съемных опорных плит и механизмов подъема и спуска груза. Установка должна обеспечивать энергию удара от 300 до 1800 Дж, которая определяется по табл. 3.15. Масса падающего груза выбирается в пределах 20—150 кг. Рабочая часть ножа падающего груза



Размеры плиты, мм

	Тип образца		
	I	II	III
$L_1$	305	100	100
$f$	7,6	1,5	1,9
$H_{min}$	36	38	38
$E_{1,min}$	90	50	50
$h$	50	56	50
$K$	25	25	25
$c$	10	10	10
$R$	1,0	1,0	1,0
$F$	50	50	50

Рис. 3.64. Опорная плита.

выполняется цилиндрической с радиусом  $r = 25$  мм и твердостью *HRC* 50—60.

Испытание начинают при  $T = 263$  К. Последующие испытания проводят при температуре, зависящей от полученного результата с учетом поправок, приведенных в табл. 3.16.

**Т а б л и ц а 3.15. Зависимость запаса потенциальной энергии падающего груза от предела текучести материала образцов [3]**

Тип образца	$\sigma_{0,2}$ , МПа	Запас потенциальной энергии падающего груза, Дж	Тип образца	$\sigma_{0,2}$ , МПа	Запас потенциальной энергии падающего груза, Дж
I	200—350	850	II, III	200—350	350
	350—500	1100		400—500	400
	500—650	1400		650—850	500
	650—800	1650		850—1050	650

При проведении экспериментов по определению температуры нулевой пластичности необходимо выполнение следующих условий [3]: а) несоосность падающего груза с образцом (надрезом) не должна быть более 2,5 мм; б) нижняя плоскость образца при изгибе должна касаться ограничителя прогиба, при этом наличие контакта устанавливается с помощью меток (краской); в) температура по всему образцу должна быть равномерной и контролироваться с точностью  $\pm 2$  К; г) образец должен быть испытан

**Т а б л и ц а 3.16. Рекомендуемые поправки к температуре ИПГ [3]**

Состояние образца после ИПГ	Поправка к температуре ИПГ, К
Без трещины	Испытание недействительно
С трещиной длиной	
$2l = 1,5$ мм	—30
$2l = 2,5$ мм	—20
$2l = 0,5$ мм	—10
$2l = 0,9$ мм	—5
Образец полностью разрушен	+20

в течение 20 с после извлечения его из нагревательного (охлаждающего) устройства.

После установления  $T_{н.п}$  необходимо испытать два образца при температуре  $T = T_{н.п} + 5$  К для установления факта неразрушения. Образец считается разрушенным, если при испытании трещина от надреза в наплавке распространилась до одной из боковых сторон образца или произошло его полное разделение на две части.

### 3.15. Особенности температурных зависимостей характеристик трещиностойкости конструкционных сталей

Рассеяние характеристик механических свойств и химического состава конструкционных сталей. Характеристики трещиностойкости низкоуглеродистых и низколегированных конструкционных сталей, находящихся широкое применение в промышленном строительстве (строительные фермы, эстакады, мосты, резервуары, башни, краны и подкрановые балки), судостроении, химической, нефтяной промышленности (сосуды давления, трубопроводы), энергетике (корпусы, роторы), транспорте (несущие каркасы, мосты, оси), должны определяться с учетом их двух принципиальных особенностей: а) для конструкций, машин и аппаратов серийного, крупносерийного и массового производства следует оценивать не только их средние значения, но возможное внутривариационное и межвариационное рассеяние, б) для уникальных конструкций, аппаратов и машин единичного и мелкосерийного производства наряду с указанными средними значениями характеристик для данной стали важное значение приобретает оценка свойств тех плавок и заготовок, которые были использованы для изготовления рассматриваемого несущего элемента или детали.

Такой подход к определению показателей трещиностойкости существенно увеличивает объем необходимых испытаний конструкционных материалов в связи с необходимостью использования вероятностных оценок

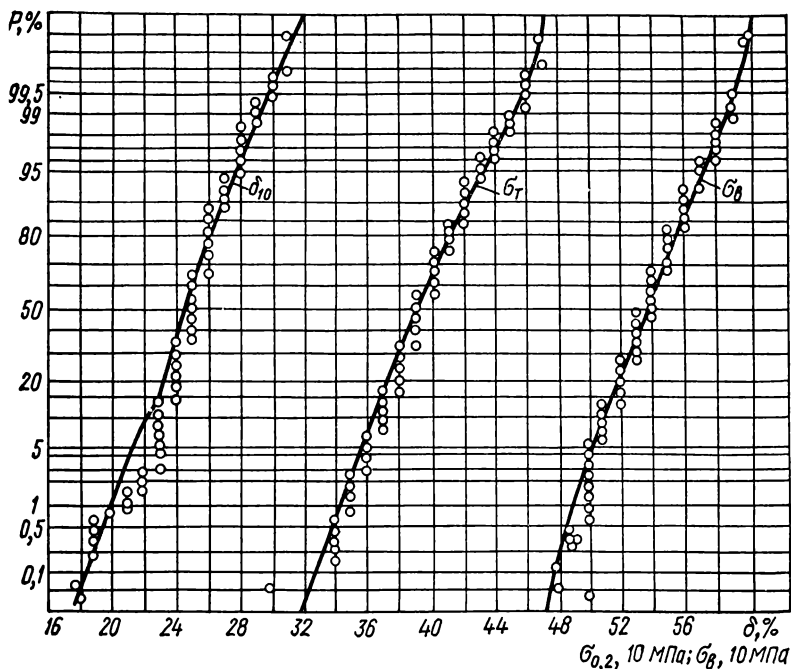


Рис. 3.65. Кривые распределения относительного удлинения  $\delta_{10}$ , пределов текучести  $\sigma_0$  и прочности  $\sigma_b$  для стали 15ХСНД:

$t = 12 \text{ мм}, n = 2537.$

прочности. Вместе с тем постановка систематических исследований рассеяния характеристик трещиностойкости конструкционных сталей в широком диапазоне температур и варьирования ряда основных факторов (химический состав, способ производства, термообработка, толщина, направление прокатки и др.) по унифицированным методам их экспериментального определения [1, 2, 76] представляется достаточно сложной технической задачей — из-за большого объема и трудностей проведения дорогостоящих испытаний больших серий образцов, малой изученности кривых распределения параметров трещиностойкости, необходимости установления нижних границ разброса, соответствующих вероятности разрушения 1 % и менее. Указанные обстоятельства приводят к тому, что прямое экспериментальное определение характеристик трещиностойкости в вероятностной постановке оказывается в общем случае пока нереализуемым. В связи с этим приходится учитывать наличие некоторых аналитических связей между параметрами трещиностойкости и основными механическими свойствами металлов, а также экспериментально получаемых корреляционных зависимостей между указанными параметрами. Тогда к анализу рассеяния характеристик трещиностойкости добавляется изучение закономерностей распределения базовых механических свойств: пределов текучести  $\sigma_T = \sigma_{0,2}$ , пределов прочности  $\sigma_B$ , относительного удлинения  $\delta$  и сужения  $\psi$ , сопротивления разрыву в шейке  $S_K$  и ударной вязкости ( $KCU$ ,  $KCV$ ,  $KCT$ ) на стандартных образцах с различной формой надреза и с трещиной [7, 77, 78].

**Низкоуглеродистые нелегированные и низколегированные стали массового применения. Исследование механических свойств строительных ста-**

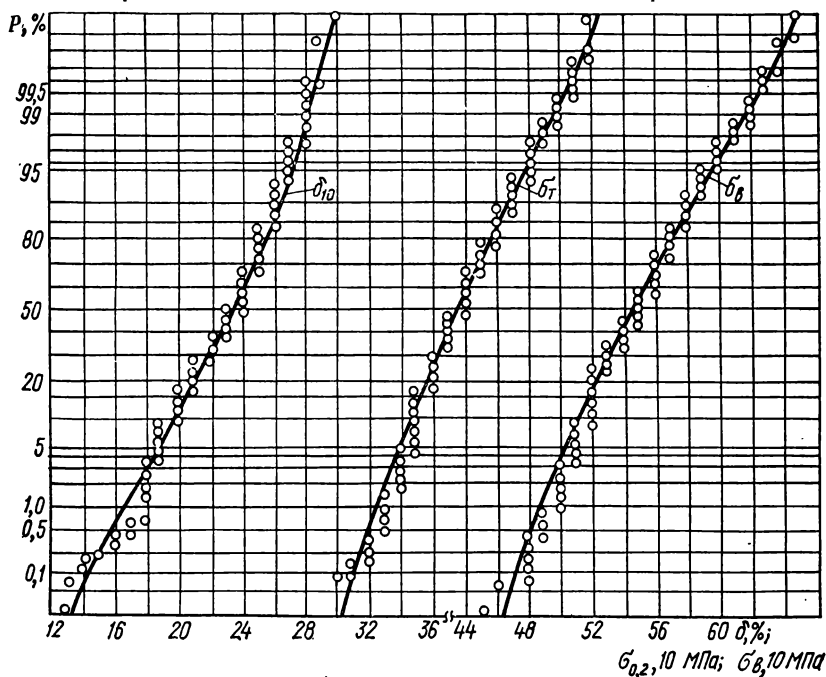


Рис. 3.66. Кривые распределения относительного сужения  $\psi$ , пределов текучести  $\sigma_{0,2}$  и прочности  $\sigma_B$  для стали 10Г2СД;

$t = 8 \text{ мм}$ ;  $n = 992$ .

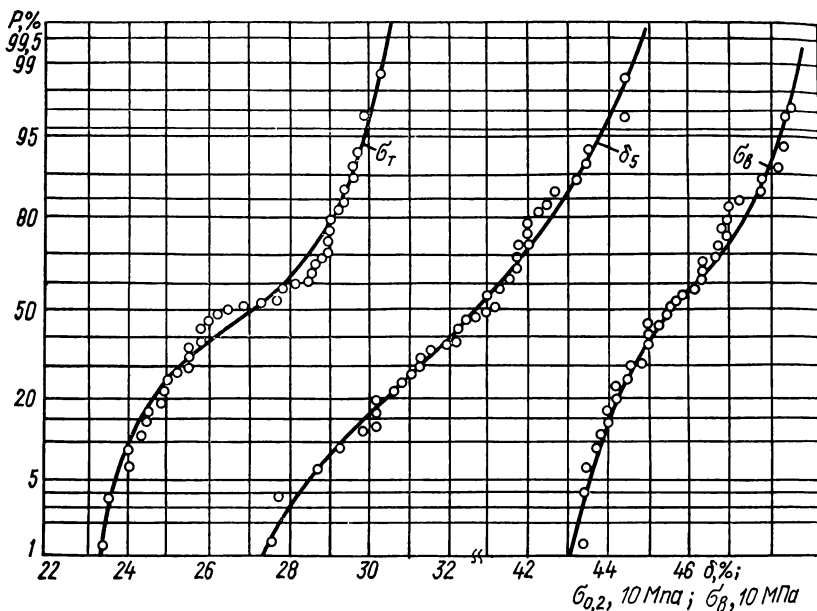


Рис. 3.67. Кривые распределения относительного удлинения  $\delta$ , пределов текучести  $\sigma_{0,2}$  и прочности  $\sigma_B$  для стали СтЗсп:

$t = 10 + 20$  мм;  $n = 41$ .

лей, проводимое на металлургических заводах и в научно-исследовательских организациях, позволяет оценить их рассеяние в связи с влиянием толщины, направления проката и химического состава. Испытания при статическом растяжении и при ударном изгибе стандартных образцов, изготовленных из листов строительной стали данной плавки, позволяют охарактеризовать внутривлабочные отклонения механических свойств. Испытания таких же образцов, изготовленных из листов различных плавки, выявляют межплавочные отклонения. При оценке внутривлабочных и межплавочных отклонений существенное значение имеет количество испытываемых образцов. Увеличение числа образцов при испытаниях является необходимым условием повышения точности определения исследуемых характеристик в области больших и малых вероятностей. Вероятность разрушения вычислялась по формуле

$$P = \frac{i - 0,5}{n} 100 \%,$$

где  $i$  — порядковый номер образца;  $n$  — общее число образцов в данном испытании.

Исследуемые характеристики ( $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$ ,  $\delta$ ,  $\psi$ ,  $S_K$ ) строились на нормальной вероятностной бумаге: по оси ординат при этом откладывалась вероятность  $P \%$ , а по оси абсцисс — в линейном масштабе значение исследуемой характеристики. Прямые линии при указанном построении соответствуют нормальному закону распределения исследуемой величины.

На рис. 3.65—3.67 построены кривые распределения механических свойств ( $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$ ,  $\delta$ ) для низкоуглеродистых низколегированных сталей



15ХСНД и 10Г2СД, а также для нелегированной стали СтЗсп. Кривые на рис. 3.65 и 3.66 построены по результатам испытаний 2537 и 992 образцов соответственно, кривые на рис. 3.67—41 образца. Если кривые для сталей 15ХСНД ( $t = 12$  мм) и 10Г2СД ( $t = 8$  мм) построены с учетом внутриплавочного и межплавочного разброса, то кривые для СтЗсп ( $t = 10 \div 20$  мм) построены с учетом внутривсплавочного разброса. Из этих рисунков видно, что распределение значений предела текучести  $\sigma_{0,2}$ , предела прочности  $\sigma_B$  и относительного удлинения  $\delta$  при учете межплавочного разброса оказывается близким к нормальному со слабо выраженными верхним и нижним по-

Т а б л и ц а 3.17. Вероятность разрушения и механические характеристики сталей

Марка	Механические свойства	P, %									
		0,2		1		50		99		99,8	
		абс.	отн.	абс.	отн.	абс.	отн.	абс.	отн.	абс.	отн.
15ХСНД	$\sigma_{0,2}$ , МПа	310	0,84	320	0,87	37,0	1	440	1,18	450	1,21
	$\sigma_B$ , МПа	475	0,86	490	0,89	55,0	1	620	1,12	620	1,15
	$\delta$ , %	14,8	0,64	16,3	0,71	23,2	1	28,0	1,21	28,8	1,24
	$\psi$ , %	40,1	0,71	40,8	0,73	56,4	1	72,3	1,27	73,0	1,20
10Г2СД	$\sigma_{0,2}$ , МПа	330	0,85	340	0,88	390	1	450	1,15	460	1,18
	$\sigma_B$ , МПа	480	0,89	490	0,91	540	1	580	1,08	600	1,12
	$\delta$ , %	19,0	0,78	20,0	0,82	24,4	1	29,0	1,19	30,4	1,24
	$\psi$ , %	44,8	0,78	46,0	0,81	57,1	1	65,9	1,14	67,2	1,18
СтЗсп	$\sigma_{0,2}$ , МПа	230	0,84	230	0,86	270	1	300	1,12	305	1,13
	$\sigma_B$ , МПа	430	0,94	430	0,95	460	1	490	1,06	490	1,07
	$\delta$ , %	26,8	0,82	29,3	0,90	32,6	1	36,5	1,12	37,1	1,14
	$\psi$ , %	44,8	0,78	46,0	0,81	57,1	1	65,9	1,14	67,2	1,18
	$S_K$ , МПа	720	0,88	720	0,89	810	1	102,0	1,25	104,0	1,28

П р и м е ч а н и е. абс.— абсолютное значение; отн.— относительное значение.

рогами. При учете только внутривсплавочного разброса (см. рис. 3.67) закон распределения значений  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$  и  $\delta$  существенно отличается от нормального. При этом наблюдается выраженное ограничение верхних и нижних значений  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$  и  $\delta$  в области малых и больших вероятностей разрушения.

При определенных значениях вероятности разрушения (например, ниже 1—5 % для стали 15ХСНД) пределы текучести и прочности, а также относительное удлинение оказываются меньше, чем требуется по стандартам и техническим условиям. В связи с этим выборочные испытания отдельных листов сталей не позволяют охарактеризовать рассеяние свойств в области малых и больших вероятностей разрушения. Для определения механических свойств сталей при вероятностях разрушения не ниже 1—5 % оказывается необходимым испытывать от 20 до 50 образцов. Используемые обычно средние значения (при  $P = 50$  %) характеристик механических

свойств могут существенно отличаться от возможных максимальных и минимальных значений соответствующих заданной вероятности разрушения. Для указанных выше сталей это отличие механических свойств для вероятностей разрушения  $P$ , равных 0,2; 1; 50; 99 и 99,8 % показано в табл. 3.17. В табл. 3.17 приведены также отношения указанных выше значений для заданной вероятности разрушения к этим характеристикам для вероятности разрушения 50 %. Видно, что наибольшие отклонения от средних значений получаются для сталей 15ХСНД и 10Г2СД, для которых учтено влияние внутривлабочных и межплазочных особенностей технологического процесса.

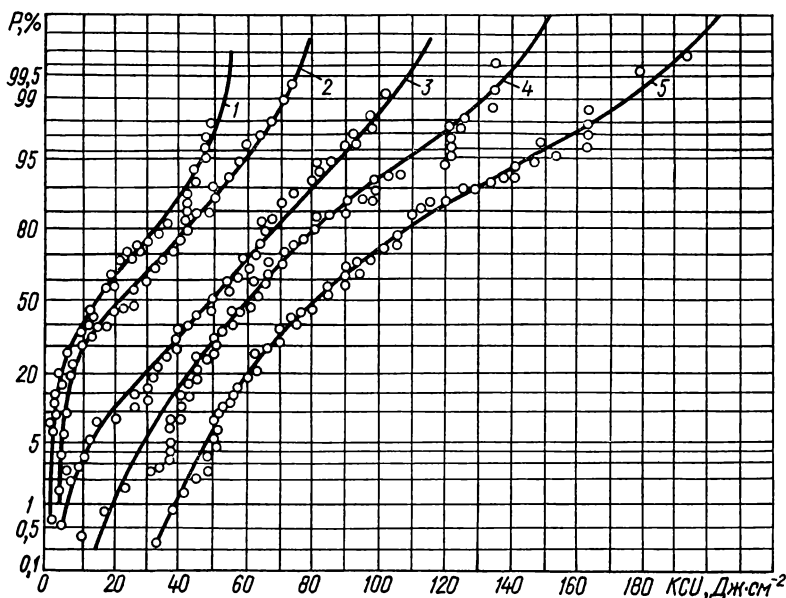


Рис. 3.68. Кривые распределения ударной вязкости  $K_{CU}$  для стали 15ХСНД  $t = 10 \div 20$  мм:

1 —  $T = 190$  К,  $n = 83$ ; 2 —  $T = 210$  К,  $n = 159$ ; 3 —  $T = 230$  К,  $n = 167$ ; 4 —  $T = 250$  К,  $n = 167$ ; 5 —  $T = 290$  К,  $n = 170$ .

Эти отклонения для пределов текучести и прочности составляют до  $\pm 20$  %, а для относительных удлинений до  $\pm 30$  %. Внутривлабочный разброс пределов текучести и прочности и относительных удлинений для стали СтЗсп примерно на 10 % ниже, чем для сталей 15ХСНД и 10Г2СД.

Таким образом, возможные крайние значения характеристик механических свойств (для вероятностей разрушения 1 и 99 %) могут различаться на 30—50 %. В соответствии с этим для обеспечения прочности высоконагруженных ответственных конструкций необходимо ориентироваться не столько на средние уровни прочности сталей, сколько на возможные низкие.

Значительно большим оказывается рассеяние значений ударной вязкости сталей. Это рассеяние существенно зависит от температуры испытания. На рис. 3.68 показаны кривые распределения ударной вязкости для стали 15ХСНД толщиной 10—20 мм по параметру температуры испытаний. Для испытаний при каждой температуре использовано 83—170 образцов с U-надрезом. Из рисунка видно, что закон распределения значений ударной

вязкости существенно отличается от нормального. Кривые распределения имеют явно выраженные ограничения по верхним и особенно нижним значениям.

В табл. 3.18 для температур 290, 250, 230, 210 и 190 К показаны абсолютные и относительные значения ударной вязкости  $KCU$  ( $\text{Дж} \cdot \text{см}^{-2}$ ) при вероятности разрушения  $P$ , равной 1; 50 и 99 %. Относительные значения  $KCU$  определены так же, как  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$  и  $\delta$  в табл. 3.17.

Т а б л и ц а 3.18. Вероятность разрушения и ударная вязкость (абсолютная и относительная) стали 15ХСНД при различных температурах

Р, %	Температура испытаний, К									
	290		250		230		210		190	
	$KCU, Дж \cdot см^{-2}$									
	абс.	отн.	абс.	отн.	абс.	отн.	абс.	отн.	абс.	отн.
1	38	0,47	18	0,3	6	0,12	3	0,14	2	0,13
50	81	1	60	1	50	1	22	1	15	1
99	175	2,26	133	2,22	103	2,06	72	3,35	53	3,54

П р и м е ч а н и е. См. примечание к табл. 3.17.

На рис. 3.69 сплошными линиями показано отличие средних значений ударной вязкости (при вероятности  $P = 50\%$ ) от минимальных ( $P = 1\%$ ) и максимальных ( $P = 99\%$ ) значений для данной температуры. Как видно из данных табл. 3.17 и рис. 3.69, с понижением температуры испытаний разброс минимальных и максимальных значений ударной вязкости относительно средних значений увеличивается, составляя примерно 1,7 для температуры 290 К и 3 — для температуры 190 К.

Определяя критические температуры хрупкости  $T_{K0}$  по критерию ударной вязкости (например,  $30 \text{ Дж} \cdot \text{см}^{-2}$ ), по данным рис. 3.68 можно судить что эти значения критических температур в зависимости от вероятности разрушения  $P$  могут изменяться в широких пределах. Критической температуре 190 К соответствует вероятность разрушения, равная 75 %, а критической температуре 290 К при том же значении ударной вязкости соответствует вероятность разрушения примерно 0,1 % (см. рис. 3.69). Ударной вязкости, равной  $30 \text{ Дж} \cdot \text{см}^{-2}$  для стали 15ХСНД, например, при температуре 210 К соответствует вероятность разрушения 60 %

С увеличением толщины проката механические свойства низкоуглеродистых и низколегированных сталей, как правило, ухудшаются. Средние значения (для вероятности  $P = 50\%$ ) пределов текучести и прочности а также характеристики пластичности уменьшаются.

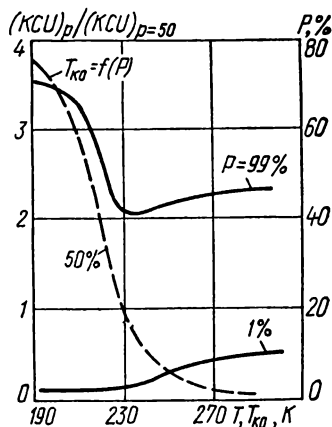


Рис. 3.69. Зависимость разброса значений ударной вязкости от температур и критических температур от вероятности разрушения для стали 15ХСНД.

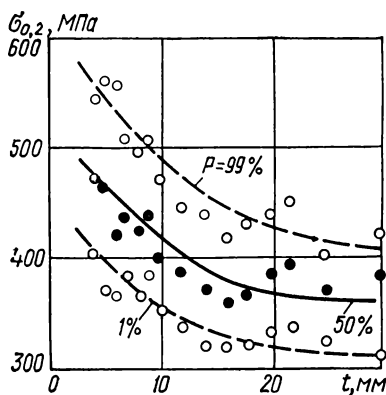


Рис. 3.70. Зависимость предела текучести  $\sigma_{0,2}$  стали 15XCHD от толщины проката:  $n = 22\ 000$ .

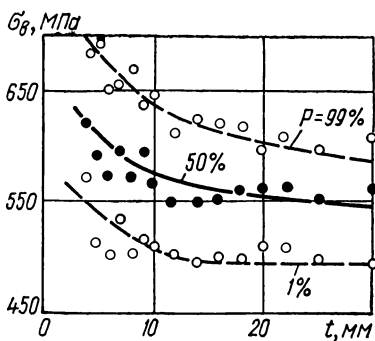


Рис. 3.71. Зависимость предела прочности  $\sigma_b$  стали 15XCHD от толщины проката:  $n = 22\ 000$ .

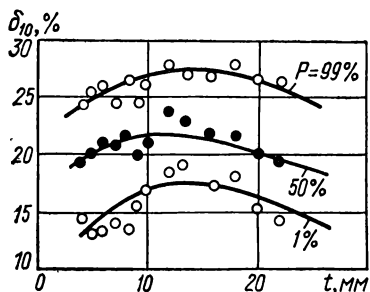


Рис. 3.72. Зависимость относительного удлинения  $\delta_{10}$  стали 15XCHD от толщины проката:  $n = 21\ 000$ .

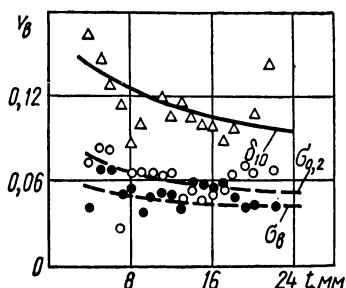


Рис. 3.73. Зависимость коэффициентов вариации пределов текучести, прочности и относительного удлинения от толщины проката для стали 15XCHD:  $n = 22\ 000$ .

На рис. 3.70—3.72 показана зависимость  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_b$  и  $\delta = \delta_{10}$  от толщины проката  $t$  в пределах от 4 до 30 мм для стали 15XCHD. Эти зависимости построены для трех вероятностей разрушения (1, 50 и 99 %) по результатам испытаний около 22 000 образцов. Из этих данных видно, что при указанном увеличении толщины проката средние значения пределов текучести уменьшаются примерно на 20 %, а пределов прочности — на 10 %. Пределы текучести и прочности при вероятности разрушения 99 % уменьшаются в большей степени, а при разрушении 1 % — в меньшей степени, чем при вероятности разрушения 50 %. Таким образом, диапазон значений  $\sigma_{0,2}$  и  $\sigma_b$  с увеличением толщины проката сокращается. Относительное удлинение  $\delta_{10}$  для стали 15XCHD зависит от толщины проката несколько сложнее — при увеличении толщины проката до 15 мм наблюдается увеличение  $\delta_{10}$  (примерно на 10 %), а при большей толщине относительное удлинение

уменьшается. Такой характер зависимости относительного удлинения от толщины проката одинаков для разных вероятностей разрушения (в диапазоне от 1 до 99 %).

Существенное значение представляют зависимости коэффициентов вариации для указанных механических свойств от толщины проката. Такие зависимости для стали 15ХСНД представлены на рис. 3.73, из которого видно, что коэффициенты вариации с увеличением толщины проката уменьшаются и составляют для пределов текучести 0,03—0,08, для пределов прочности 0,09—0,16.

Указанное изменение механических свойств с увеличением толщины

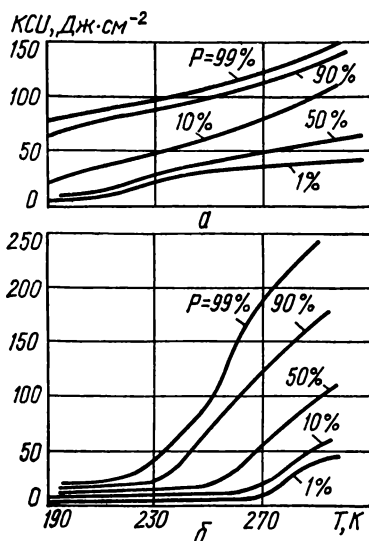


Рис. 3.74. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали Ст3кп:

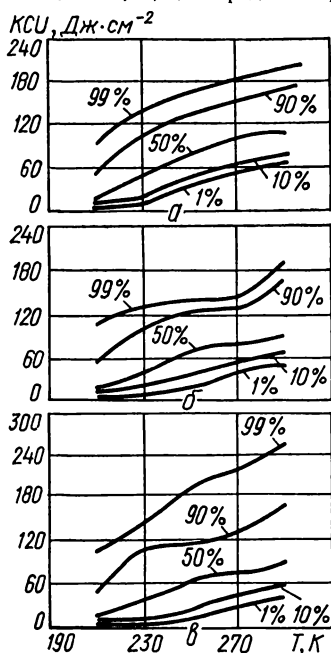
а —  $t = 4 + 10$  мм; б —  $t = 10 + 20$  мм.

Рис. 3.75. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали 14Г2:

а —  $t = 4 + 10$  мм; б —  $t = 10 + 20$  мм; в —  $t = 20 + 40$  мм.

проката характерно для всех строительных нелегированных и низколегированных сталей в горячекатаном состоянии. Однако для низколегированных термообработанных высокопрочных сталей влияние толщины проката на величины  $\sigma_{0,2}$ ,  $\sigma_B$ ,  $\delta$  оказывается иным. Так, у сталей 12Г2СМФ с пределом текучести ниже 600 МПа при переходе от толщины 4—10 мм к толщине 10—20 мм наблюдается некоторое снижение пределов текучести и прочности, а при дальнейшем увеличении толщины проката эти характеристики повышаются. У стали 12ХГ2СМФ с пределом текучести не ниже 750 МПа увеличение толщины проката от 4—10 мм до 20—40 мм вызывает повышение пределов текучести и прочности при вероятностях разрушения менее 50 %.

Толщина проката существенно влияет на значение ударной вязкости KCU при заданной температуре. На рис. 3.74—3.81 представлены темпера-



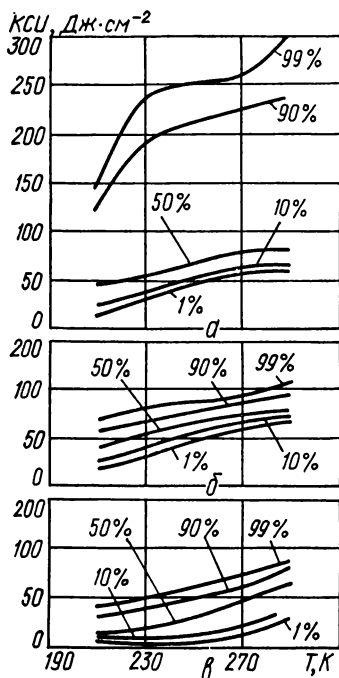


Рис. 3.76. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали 09Г2:

$a - t = 10 \div 20$  мм;  $b - t = 20 \div 40$  мм;  $a - t = 10 \div 20$  мм после искусственного старения.

Рис. 3.77. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали 09Г2С:

$a - t = 10 \div 20$  мм;  $b - t = 20 \div 40$  мм.

турные зависимости ударной вязкости по параметру вероятности разрушения для разных толщин  $t$  для сталей СтЗкп, 14Г2, 09Г2С, 10Г2С, 15ХСНД, 12Г2СМФ и 12ХГСМФ соответственно.

Из приведенных на этих рисунках данных видно, что при увеличении толщины проката средние значения ударной вязкости при заданной температуре уменьшаются. Это уменьшение оказывается наиболее интенсивным у низкоуглеродистых и низколегированных высокопрочных сталей. При малых толщинах проката разброс значений ударной вязкости зависит от температуры испытаний в меньшей степени, чем при больших толщинах. Разброс значений ударной вязкости при низких температурах (ниже 250 К) с увеличением статической прочности сталей увеличивается.

Во всех случаях испытаний наибольший разброс абсолютных значений ударной вязкости оказывается при более высоких температурах и при более высоких вероятностях разрушения.

Для строительных сталей механические свойства, определяемые на образцах, вырезанных вдоль направления прокатки (обозначение „), оказываются обычно лучше механических свойств, определенных на образцах,

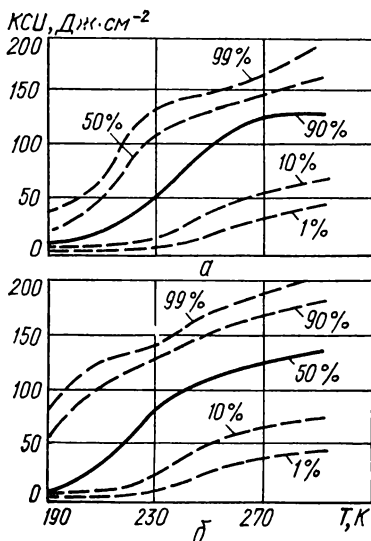


Рис. 3.78. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали 10Г2С:

а —  $t = 10 \pm 20$  мм; б —  $t = 20 \pm 40$  мм.

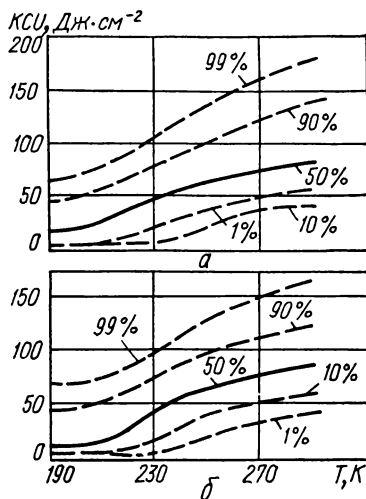


Рис. 3.79. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали 15ХСНД:

а —  $t = 10 \pm 20$  мм; б —  $t = 20 \pm 40$  мм.

вырезанных поперек направления прокатки (обозначение  $\perp$ ). Чувствительность к направлению прокатки зависит от свойств стали, толщины проката, вероятности разрушения. Для низкоуглеродистых и низколегированных сталей в горячекатаном состоянии влияние направления прокатки на пределы текучести и прочности, на относительное удлинение и сужение и на значение истинных напряжений при разрушении зависит от вероятности разрушения в меньшей степени (5—10 %), чем для высокопрочных термообработанных сталей (8—12 %). Так, для сталей 12Г2СМФ и 12ХГ2СМФ влияние направления прокатки на указанные выше характеристики увеличивается с увеличением вероятности разрушения.

Значения ударной вязкости для заданной температуры испытания и заданной вероятности разрушения для образцов, вырезанных вдоль направления прокатки, оказываются выше, чем для образцов, вырезанных поперек направления прокатки (рис. 3.82, 3.83). Более существенно влияние направления прокатки в области более высоких температур и при больших вероятностях разрушения.

Как известно, увеличение остроты надреза приводит к повышению критических температур хрупкости и уменьшению ударной вязкости при заданной температуре испытаний.

Температурные кривые ударной вязкости для образцов с U-образным и V-образным надрезами, изготовленных из сталей СтЗкп и СтЗсп, приведены на рис. 3.83 и 3.84.

Из приведенных данных видно, что острота надреза в большей степени сказывается на средних значениях ударной вязкости (при  $P = 50\%$ ) и в меньшей степени — на минимальных и максимальных значениях (при

$P = 1\%$  и  $P = 99\%$ ). С уменьшением температуры испытаний влияние остроты надреза на ударную вязкость ослабевает для всех вероятностей разрушения.

Искусственное старение также повышает критические температуры хрупкости и снижает значения ударной вязкости при заданных температурах (рис. 3.85), практически не сказываясь на разбросе при температурах ниже критических.

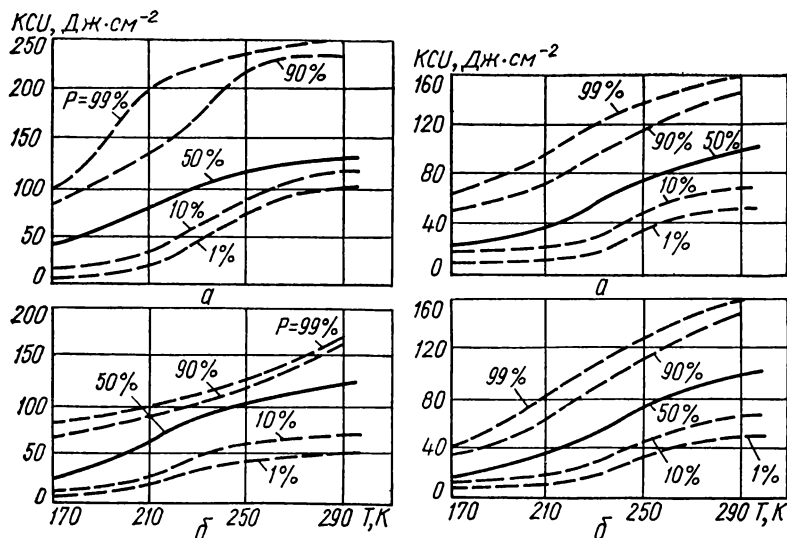


Рис. 3.80. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали 12Г2СМФ:

а —  $t = 10 \div 20$  мм; б —  $t = 20 \div 40$  мм.

Рис. 3.81. Зависимость ударной вязкости от температуры и вероятности разрушения для стали 12ХГ2СМФ:

а —  $t = 10 \div 20$  мм; б —  $t = 20 \div 40$  мм.

Химический состав конструкционных сталей, регламентируемый в определенных пределах соответствующими стандартными и техническими условиями, так же, как и механические свойства, может быть охарактеризован статистически. На рис. 3.86 показаны кривые распределения процентного содержания углерода и марганца в кипящей (СтЗкп) и спокойной (СтЗсп) сталях. Из приведенных данных видно, что эти кривые имеют верхний и нижний пороги, соответствующие верхней и нижней границе по ГОСТу. Содержание углерода в кипящей стали при малых вероятностях ниже, а при больших вероятностях выше, чем в спокойной.

Склонность сталей к хрупкому разрушению обычно связывается с отношением процентного содержания марганца к процентному содержанию углерода. Однако по статистическим данным зависимость критической температуры хрупкости  $T_{\text{ко}}$ , определенной по критерию ударной вязкости ( $KCU = 40$  Дж·см<sup>-2</sup>), от отношения Мп/С для спокойной и кипящей стали СтЗ, когда абсолютное процентное содержание марганца и углерода не выходит за пределы, установленные ГОСТом, оказывается неоднозначной и практически не проявляется.



Применительно к оценке трещиностойкости сталей важное значение имеет определение критических температур в статистическом аспекте. На рис. 3.87 приведены кривые распределения критических температур  $T_{ко}$ , определенных по  $KCU = 40 \text{ Дж} \cdot \text{см}^{-2}$ , для стали СтЗ — спокойной, полуспокойной и кипящей. Из приведенных данных видно, что полуспокойная сталь при всех вероятностях имеет более высокие критические температуры, чем спокойная сталь. При этом критические температуры для полуспокой-

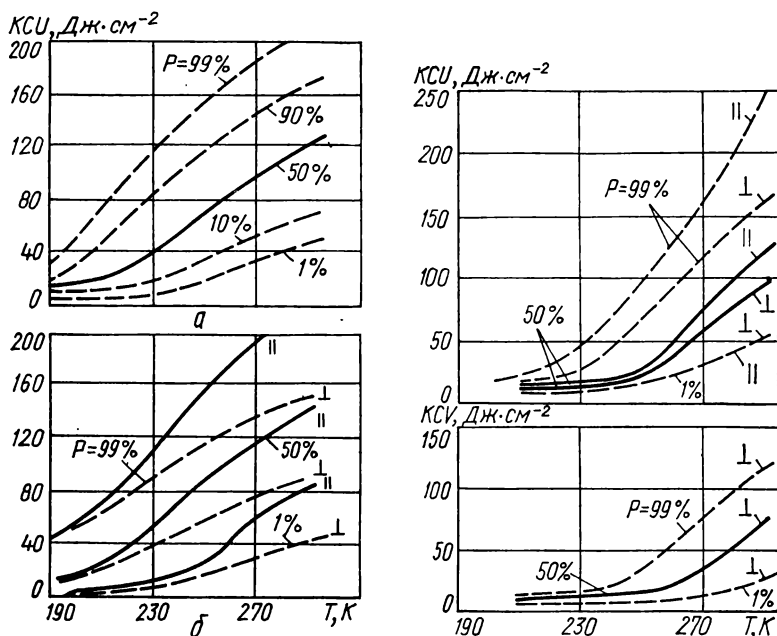


Рис. 3.82. Зависимость ударной вязкости от температуры, вероятности разрушения и направления прокатки ( $\parallel$ ,  $\perp$ ) для стали СтЗсп при  $t = 10 \div 20 \text{ мм}$ .

Рис. 3.83. Зависимость ударной вязкости  $KCU$  (а) и  $KCV$  (б) от температуры, вероятности разрушения и направления прокатки ( $\parallel$ ,  $\perp$ ) для стали СтЗкп.

ной и кипящей стали практически совпадают. Диапазон критических температур для этих сталей весьма велик и составляет  $60\text{—}70 \text{ K}$ .

**Низколегированные стали для корпусных конструкций.** Рассмотренные выше низкоуглеродистые нелегированные и низколегированные стали массового применения обладают достаточно большим межплавающим рассеянием механических свойств и химического состава. Для уникальных корпусных конструкций энергетического назначения единичного и мелкосерийного производства применяются низколегированные теплостойкие стали [79, 80]. Эти стали, как правило, имеют более регламентированный химический состав, режимы выплавки и термообработки, что способствует получению более устойчивых характеристик механических свойств. Вместе с тем эти стали применяются в существенно более крупных сечениях — толщины несущих корпусных конструкций могут составлять от  $100\text{—}150 \text{ мм}$  до  $250\text{—}$

500 мм. Увеличение размеров сечений термообработанных заготовок и изделий приводит в свою очередь к повышению неоднородности распределения свойств и состава как по толщине, так и по ширине и длине заготовок и изделий.

Типичными представителями этих сталей являются стали марок 15Х2МФА и 15Х2НМФА [79—81]. На рис. 3.88 и 3.89 представлены кривые распределения процентного содержания химических элементов в этих сталях. При ограниченном числе анализируемых плавок ( $n = 29$  и  $n = 23$ ) основные легирующие элементы — молибден, хром, никель, а также медь и марганец — имеют распределения с выраженными верхними и нижними пороговыми значениями. Из сопоставления рис. 3.88, 3.89 и 3.86 следует, что в КСУ, Дж·см<sup>-2</sup>

КСУ, КСВ, Дж·см<sup>-2</sup>

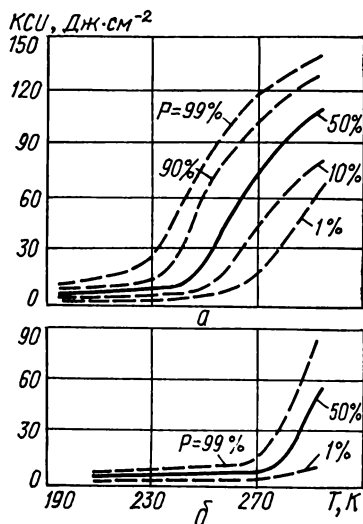
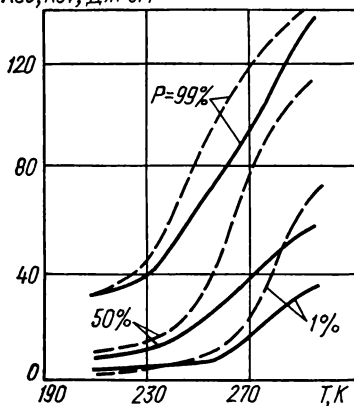


Рис. 3.84. Зависимость ударной вязкости от температуры, вероятности разрушения и остроты надреза для стали СтЗпс: сплошная линия — КСВ, штриховая — КСУ.

Рис. 3.85. Зависимость ударной вязкости от температуры, вероятности разрушения и состояния материала для стали СтЗпс:

а — исходное состояние; б — искусственное старение.

марганца меняется в существенно более широких пределах (0,12—0,25 % С, 0,3—0,6 % Мп), чем в низколегированных теплоустойчивых сталях (0,14—0,18 % С, 0,38—0,54 % Мп). Коэффициенты вариации процентного содержания углерода, марганца, никеля, молибдена, хрома в низколегированных сталях постепенно возрастают от 0,06 до 0,18. Существенное значение для этих сталей имеет ограничение содержания вредных примесей — фосфора и серы. При средних значениях их содержания на уровне 0,08—0,09 % наблюдается повышение коэффициента вариации до 0,5, что указывает на необходимость поддержания более устойчивого низкого содержания указанных примесей.

Межплавочное рассеяние стандартных характеристик механических свойств (при числе плавок от 17 до 35) для низколегированных теплоустойчивых корпусных сталей показано на рис. 3.90 и 3.91 темными точками и сплошными линиями. Эти характеристики, как правило, имеют двухпоровые кривые распределения с сопоставимыми коэффициентами вариации —

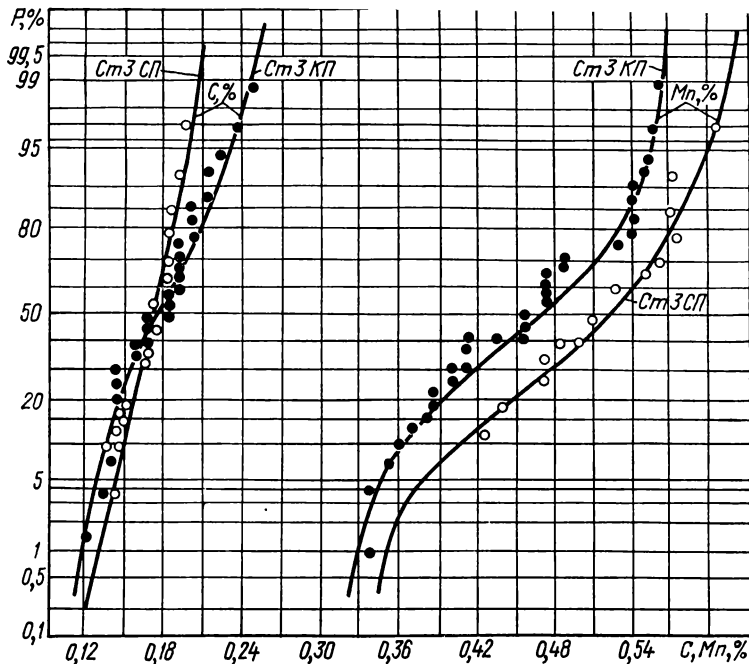


Рис. 3.86. Кривые распределения содержания углерода и марганца в сталях СтЗкп ( $n = 32$ ) и СтЗсп ( $n = 15$ ).

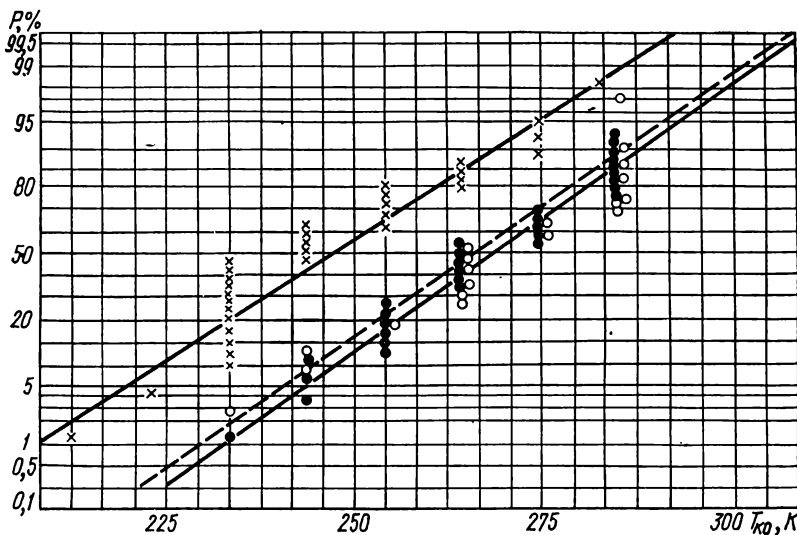


Рис. 3.87. Кривые распределения критических температур для сталей СтЗсп (X), СтЗпс (O) и СтЗкп (●) по результатам серийных испытаний на ударную вязкость:

$t = 10 \div 20$  мм.

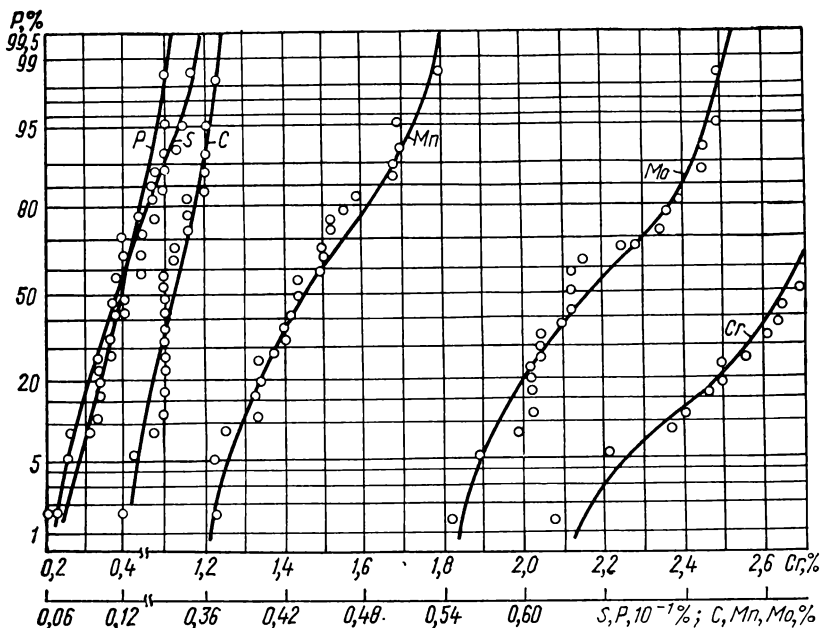


Рис. 3.88. Кривые распределения содержания химических элементов в стали 15X2МФА:

$n = 29$ .

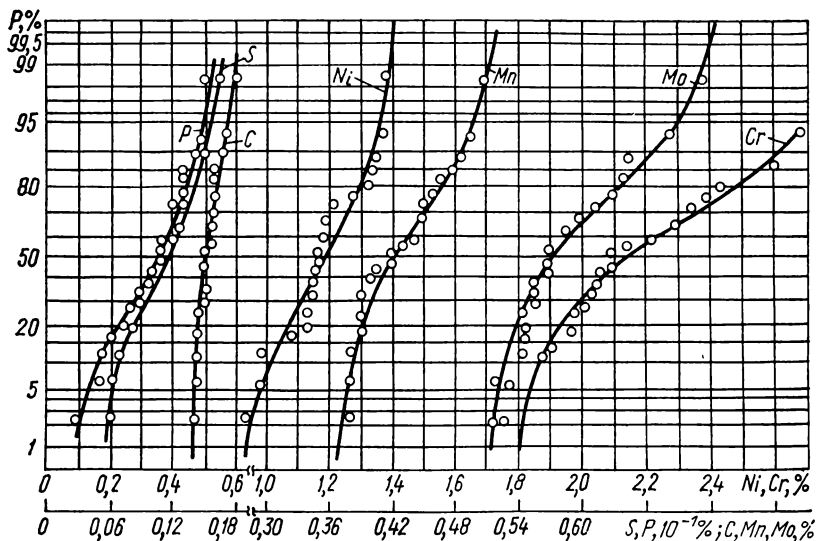


Рис. 3.89. Кривые распределения содержания химических элементов в стали 15X2НМФА:

$n = 23$ .

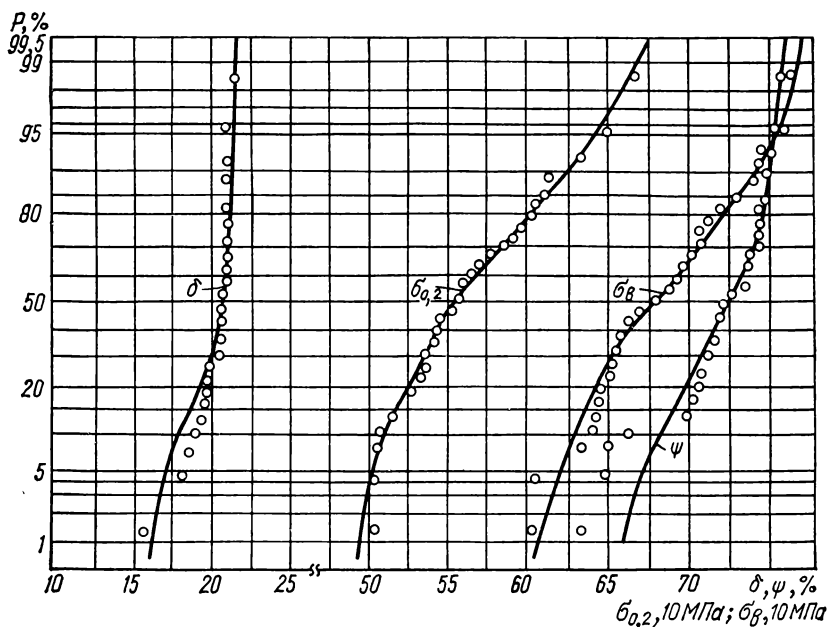


Рис. 3.90. Кривые распределения механических свойств для стали 15X2МФА:

$n = 35$ .

для пределов текучести  $\sigma_{0,2}$  и прочности  $\sigma_B$  на уровне 0,09—0,11, для относительного сужения  $\psi$  на уровне 0,06—0,07, для относительного удлинения на уровне 0,10—0,11. Эти коэффициенты вариации сопоставимы с теми, которые получаются для низкоуглеродистых сталей массового применения. Вместе с тем внутриплавоочный разброс (светлые точки и штриховые линии на рис. 3.91) для низколегированных теплоустойчивых сталей значительно ниже: коэффициенты вариации снижаются примерно в 2—3 раза по сравнению с коэффициентами вариации для выбора по ряду плавок.

Разброс критических температур  $T_{ко}$ , установленных по ударной вязкости и доле волокна в изломе при ударных испытаниях образцов с U-надрезом, для этих сталей показан на рис. 3.92. Несмотря на различия в критериях определения критических температур для низкоуглеродистых сталей массового применения (см. рис. 3.87) и низколегированных корпусных сталей (см. рис. 3.92) такие стали имеют примерно одинаковые параметры рассеяния в диапазоне вероятностей разрушения от 1 до 99 %. Эти температуры изменяются в пределах от 209 до 285 К для стали СтЗсп, от 230 до 299 К — для сталей СтЗпс и СтЗкп, от 201 до 285 К — для стали 15Х2НМФА и от 229 до 287 К — для стали 15Х2МФА. Таким образом, диапазон изменения критических температур составляет примерно 209—287 К независимо от марки стали и способа их определения.

Достаточно широкий диапазон изменения критических температур  $T_{ко}$  для анализируемых сталей указывает на необходимость проведения специальных испытаний применительно к уникальным конструкциям ответственного назначения при уточненных расчетах их прочности по критериям

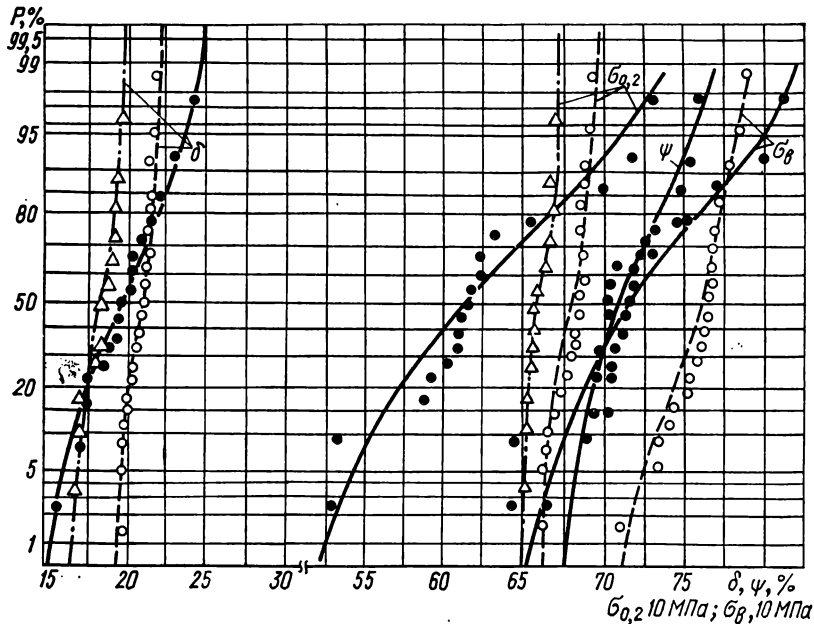


Рис. 3.91. Кривые распределения механических свойств для стали 15X2NMFA:

● —  $n = 17$ ;  $\Delta$  —  $n = 13$ ;  $\circ$  —  $n = 30$ .

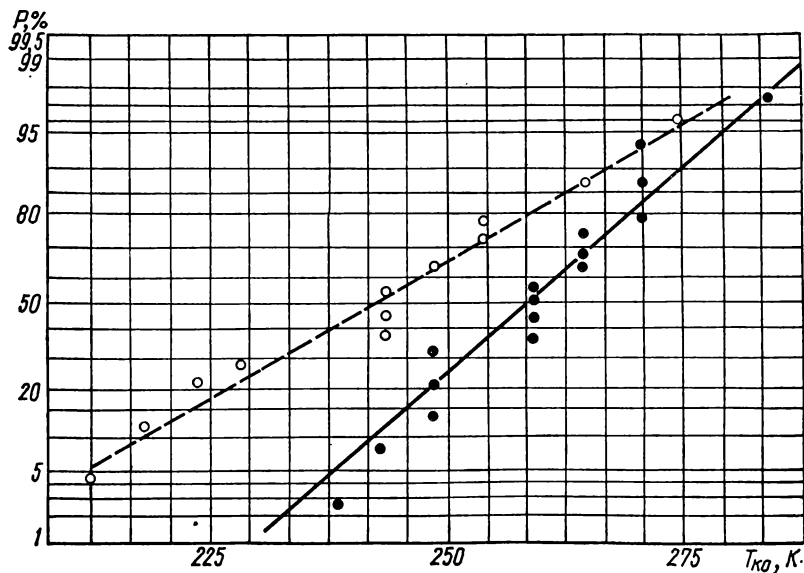


Рис. 3.92. Кривые распределения критических температур хрупкости по данным ударных испытаний сталей 12X2MFA и 15X2NMFA:

$\circ$  — 15X2NMFA,  $n = 12$ ;  $\bullet$  — 12X2MFA,  $n = 17$ .

механики разрушения. Эти испытания должны проводиться на образцах из тех же плавок и заготовок, из которых создаются рассматриваемые несущие элементы конструкций.

**Сопrotивление строительных сталей хрупкому разрушению в связи с характеристиками рассеяния.** Для большого числа строительных конструкций (промышленных зданий, резервуаров, транспортных эстакад) эксплуатационные нагрузки характеризуются сравнительно низкой нестационарностью, и вероятность их разрушения связана в основном с понижением средних значений номинальных разрушающих напряжений (при понижении температуры, наличии высоких остаточных напряжений от сварки, деформационном старении), а также с рассеянием характеристик прочности материала около этих средних значений. Это рассеяние имеет статистическую природу и обусловлено неустойчивостью основных механических свойств металла в готовом прокате и влиянием на них технологических операций (особенно сварки и гибки) при изготовлении в монтаже конструкций. Воздействие на сварные конструкции нестационарных переменных нагрузок (например, в подкрановых балках, элементах кранов — перегружателей и транспортных галерей) приводит к дополнительному увеличению рассеяния характеристик хрупкого разрушения.

Оценка внутриплавочного рассеяния характеристик механических свойств (предел текучести  $\sigma_{0,2}$ , предел прочности  $\sigma_B$ , относительное удлинение  $\delta$ ) низкоуглеродистых (СтЗсп, СтЗпс, СтЗкп) и низколегированных сталей (09Г2С, 10Г2С1, 14Г2 и др.) по результатам испытаний стандартных образцов (по 20—40 образцов каждой плавки) при статическом растяжении показала, что эти характеристики имеют максимальные и минимальные пороговые значения. Близким к нормальному оказывается распределение величин  $\sigma_B(P)$ ,  $\psi(P)$ , где  $\sigma_B(P)$ ,  $\psi(P)$  — значения величин  $\sigma_B$  и  $\psi$  при вероятности разрушения  $P = 50\%$ .

Коэффициенты вариации пределов текучести и прочности при толщине проката 10—20 мм достигают 0,15—0,08 соответственно. При этом коэффициенты вариации пределов текучести и прочности увеличиваются с увеличением их абсолютных значений.

Распределение пределов текучести и прочности низколегированных и низкоуглеродистых сталей в связи с межплавочным рассеянием подчиняется нормальному закону. Коэффициенты вариации, определенные на стали 15ХСНД по данным заводских и лабораторных испытаний листов толщиной от 4 до 22 мм (от 200 до 4000 образцов каждой толщины), с увеличением толщины проката уменьшаются (для пределов текучести примерно на 60 %, для пределов прочности — на 35 %, для относительного удлинения — на 70 %).

Как известно, хладноломкость сталей, применяемых в конструкциях, работающих при низких температурах, контролируется в соответствии с требованиями стандартов и технических условий по результатам испытаний надрезанных лабораторных образцов при ударном изгибе. При этом контрольной характеристикой является значение ударной вязкости для заданной температуры (в пределах от 293 до 203 К). Значения ударной вязкости строительных сталей, определенные в диапазоне температур 293—193 К, обладают существенным разбросом, зависящим от вида разрушения, температуры испытаний и марки стали. Так, коэффициенты вариации, характеризующие межплавочный разброс (по данным испытания от 80 до 170 образцов на температуру) ударной вязкости сталей 15ХСНД и СтЗсп при температурах испытания 293—213 К, изменяются в пределах от 0,4 до 2, увеличиваясь с уменьшением температуры испытаний.

Увеличение толщины проката приводит к уменьшению средних значений ударной вязкости для соответствующих пониженных температур. Это уменьшение оказывается наиболее интенсивным у низкоуглеродистых и низколегированных сталей в горячекатаном состоянии и менее интенсивным

у низкоуглеродистых и низколегированных термообработанных сталей. Однако разброс значений ударной вязкости при пониженных (ниже 253 К) температурах с увеличением статической прочности увеличивается. При малых толщинах проката разброс значений ударной вязкости зависит от температуры испытаний в меньшей степени, чем при больших толщинах.

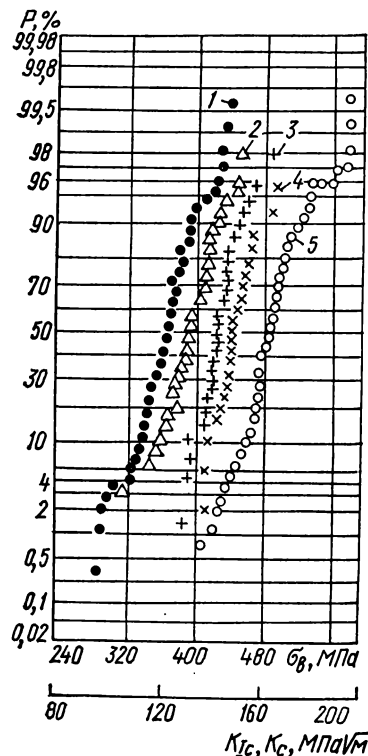
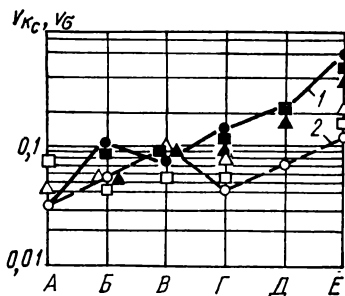


Рис. 3.93. Распределение разрушающих напряжений  $\sigma_b$  и критических значений коэффициентов интенсивности напряжений  $K_{1с}$  и  $K_c$  для плоских образцов стали Ст3сп:

1 — острый надрез; 2 — трещина; 3 — сварной; 4 — сварной с ребром; 5 — гладкий;  $T = 293 \pm 253$  К;  $n = 48 \pm 159$ .

Рис. 3.94. Коэффициенты вариации разрушающих напряжений и критических коэффициентов интенсивности напряжений для различных образцов (стандартных гладких (А), сварных (Б), надрезанных (В), сварных с ребром (Г), несварных с трещинами (Д) и сварных с дефектами типа трещин (Е)):

1 —  $T = 233 \pm 213$  К; 2 —  $T = 293 \pm 253$  К;  $\circ, \bullet$  — Ст3сп;  $\triangle, \blacktriangle$  — Ст3пс;  $\square, \blacksquare$  — Ст3кп.



Увеличение остроты надреза на стандартных образцах в большей степени сказывается на средних значениях ударной вязкости, чем на значениях ударной вязкости при малых (до 1 %) и больших (более 99 %) вероятностях разрушения. Искусственное старение снижает средние значения ударной вязкости при заданных температурах, практически не сказываясь на их разбросе при температурах ниже критических.

Критические температуры хрупкости, определенные на сталях Ст3сп, Ст3пс, Ст3кп по ударной вязкости  $KCU = 40 \text{ Дж} \cdot \text{см}^{-2}$ , подчиняются нормальному закону распределения, характеризующая влияние степени раскисле-

ния на склонность к хрупкому разрушению. Существенное значение для оценки рассеяния характеристик ударной вязкости следует из того, что при удовлетворении требований стандартов и технических условий (при выборочном контроле) значения ударной вязкости ниже требуемых могут получаться при вероятностях разрушения до 10 %.



**Рассеяние характеристик трещиностойкости.** При переходе от стандартных образцов (гладких при испытаниях на растяжение и надрезанных при испытаниях на изгиб) к образцам с трещинами характеристики рассеяния прочности могут существенно изменяться в связи с проявлением ряда дополнительных факторов. К последним должны быть отнесены размеры и форма трещин, наличие концентраторов напряжений и трещин, сварные швы, остаточные напряжения, история нагружения при создании трещин, температура испытаний. На рис. 3.93—3.94 приведены кривые распределения и коэффициенты вариации характеристик прочности низкоуглеродистых строительных сталей широкого применения, полученных при статическом растяжении плоских образцов шириной около 100 мм при различных температурах.

При переходе от лабораторных образцов к образцам натуральных толщин (5—20 мм) с шириной сечения 120 мм, имеющим острые боковые надрезы, инициирующие разрушение, зависимость рассеяния характеристик трещиностойкости от температур испытаний и особенно от толщин существенно отличается от аналогичной зависимости характеристик стандартных механических свойств. Для стали заданной толщины и плавки распределение сопротивления вязкому и квазихрупкому разрушению, а также условных величин  $K_c$  оказывается близким к нормальному. Коэффициенты вариации для стали СтЗсп (толщина 20 мм) в диапазоне температур 293—213 К изменяются в пределах от 0,04 до 0,07, повышаясь с понижением температуры. Существенно большим (особенно в области первых критических температур) оказывается рассеяние характеристик пластичности. Относительное сужение  $\psi$  при разрушении надрезанных образцов при этих температурах не подчиняется нормальному закону распределения, а значения  $\psi$  при вероятностях 10 и 90 % могут отличаться от средних в 2—3 раза. При увеличении числа плавов до 5 указанные выше коэффициенты вариации возрастут на 40—50 %.

В связи с тем, что в соответствии с действующими стандартами и строительными нормами низкоуглеродистые стали СтЗсп, СтЗсп и СтЗкп имеют сравнительно широкий диапазон толщин (от 4 до 20 мм) с одинаковыми требуемыми механическими свойствами, важное значение имеет то обстоятельство, что в диапазоне температур 293—253 К номинальные разрушающие напряжения при вероятностях разрушения от 1 до 99 % мало зависят от температуры. При более низких температурах средние значения разрушающих напряжений, как и коэффициенты вариации, увеличиваются. Относительное сужение площади поперечного сечения с понижением температуры уменьшается, а коэффициент вариации относительного сужения увеличивается (от 0,3 до 0,75).

В диапазоне толщин 8—20 мм и температур 293—253 К по данным испытаний 118 образцов из СтЗсп, 104 образцов из СтЗсп и 53 образцов из СтЗкп распределение сопротивления разрушению  $\sigma_c$  и  $K_c$  подчиняется нормальному закону. Коэффициенты вариации при этом увеличиваются от 0,10 до 0,14 с понижением степени раскисления стали. В диапазоне температур 233—213 К средние значения разрушающих напряжений увеличиваются примерно на 10—15 % при одновременном увеличении коэффициентов вариации на 5 %. Вероятность образования квазихрупких разрушений (определенная по 50 %-ной доле вязкой составляющей в изломе) для СтЗсп при температуре 293 К составляет менее 0,5 %, а при температуре 283 К — 50 %, при температуре 253 К — более 99 % и при температурах ниже 233 К — 100 %.

Нетермообработанные сварные соединения из СтЗсп при отсутствии острых надрезов в зонах высокой концентрации напряжений при статическом растяжении в диапазоне температур 293—213 К и толщин 5—20 мм разрушаются при напряжениях выше предела текучести; при вероятностях разрушения более 50 % сопротивление разрушению мало зависит от темпе-

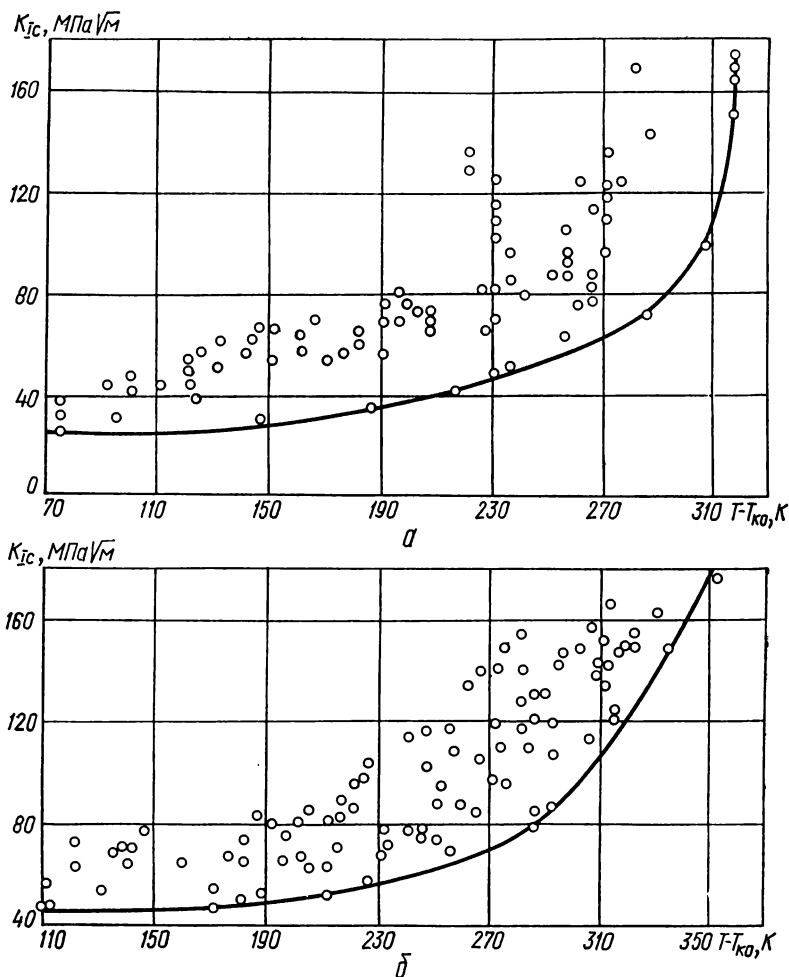


Рис. 3.95. Зависимость статической трещиностойкости корпусных сталей от температуры испытания:

а — сталь 15X2МФА; б — сталь 15X2НМФА.

ратуры. С понижением температуры до 213 К и вероятности разрушения ниже 10 % прочность сварных соединений резко уменьшается.

При наличии высокой концентрации напряжений, обусловленной трещинами в зонах сварных швов, вероятность хрупкого разрушения увеличивается. При температурах 293—253 К и толщине образцов 10—20 мм (46 образцов из СтЗсп) происходят вязкие и квазихрупкие разрушения, при этом коэффициенты вариации разрушающих напряжений  $\sigma_c$  и критических коэффициентов интенсивности напряжений  $K_c$  составляют примерно 0,06—0,08, а при температуре 233 К коэффициент вариации увеличивается

до 0,45. При вероятности менее 40 % по данным указанных испытаний происходят хрупкие разрушения и величины  $K_{Ic}$  принимают значение  $K_{Ic}$ . При температуре 213 К разрушающие напряжения оказываются ниже предела текучести, а коэффициенты вариации  $v_{\sigma}$  и  $v_{K_{Ic}}$  снижаются до 0,4. У кипящей стали при тех же толщинах хрупкие разрушения возникают при температуре 253 К при вероятности разрушения менее 30 %. Коэффициент вариации разрушающих напряжений в квазихрупких и хрупких состояниях у кипящей стали получился на 15—20 % ниже, чем у спокойной.

Накопление усталостных повреждений (на стадии развития трещин) в плоских образцах шириной 120 мм и толщиной 10—20 мм при температурах испытания от 293 до 213 К приводит к понижению разрушающих напряжений до уровня предела текучести и ниже. Для СтЗсп (48 образцов) при температурах 293—253 К хрупкие разрушения возникают при вероятностях разрушения менее 1 %, однако при температурах 233—213 К вероятность разрушения (по данным испытания 50 образцов) при напряжениях ниже предела текучести увеличивается до 10 %. Коэффициенты вариации для указанных интервалов температур составляют 0,11 и 0,22 соответственно. Для полуспокойной стали при тех же толщинах средние значения разрушающих напряжений циклически поврежденных образцов оказываются на 15—30 % ниже, чем у спокойной, при большем значении коэффициента вариации (0,28) в диапазоне температур 233—213 К.

В соответствии с изложенным рассеяние характеристик хрупкого разрушения сталей широкого применения увеличивается при переходе от статического к динамическому разрушению, при наличии высоких остаточных напряжений от сварки (особенно, в сочетании с повышенной концентрацией напряжений) и в связи с накоплением циклических повреждений.

Для низколегированных корпусных сталей, используемых в сосудах давления, с учетом сравнительно высокого рассеяния критических температур хрупкости  $T_{K0}$ , получаемых на стандартных ударных образцах, зависимость характеристики трещиностойкости представляется в виде зависимости  $K_{Ic}$  от приведенной температуры  $T - T_{K0}$  ( $T$  — температура испытаний). На рис. 3.95 по данным [80] представлены такие зависимости Сг—Мо—V- и Сг—Мо—Ni—V-сталей, выплавленных с применением обычных (а) и чистых (б) шихтовых материалов. Построение нижних огибающих кривых по результатам испытаний на трещиностойкость позволяет использовать их как расчетные при оценках прочности конструкций. Из представленных данных видна существенная разница (до 2—2,5 раз) между нижними и верхними значениями величин  $K_{Ic}$  для одной и той же приведенной температуры: при одинаковых значениях  $K_{Ic}$  приведенные температуры могут различаться на 50—80 К. При этом коэффициенты вариации величин  $v_{K_{Ic}}$  составляют 0,35—0,4, что существенно превышает коэффициенты вариации пределов текучести и прочности. Данные о характеристиках рассеяния стандартных механических свойств и характеристик трещиностойкости указывают на необходимость повышения стабильности технологических процессов и определения характеристик трещиностойкости для тех плавок, которые используются в рассматриваемых изделиях.

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ МЕТОДЫ ИЗМЕРЕНИЯ ДЛИНЫ РАСТУЩЕЙ ТРЕЩИНЫ

---

### 4.1. Вводные замечания

Экспериментальная механика разрушения (ЭМР) обладает достаточным арсеналом методов, обеспечивающих исследования в двух основных направлениях [1]:

фундаментальные исследования явления разрушения. Выявление основных закономерностей, определяющих процессы роста трещин, возникающие в ответ на внешние воздействия, и управляющих ими;

прикладные исследования, задача которых состоит в получении данных о свойствах конструкционных материалов, определяющих их сопротивление разрушению, в обосновании критериев разрушения для расчетов на прочность тел с трещинами на различных стадиях разрушения. Сюда же примыкают задачи установления предельно допустимых дефектов и получения исходных данных для прогнозирования роста трещин в конструкции.

Во многих случаях задача экспериментатора в области механики разрушения может быть определена как выявление зависимости между нагрузкой, действующей на тело, временем и параметром разрушения, в качестве которого чаще всего выступает длина трещины и раскрытие трещины. Зависимости параметра разрушения от времени или силового фактора получили название диаграммы разрушения [2].

Становление и развитие ЭМР тесно связано с разработкой экспериментальных методов измерения величин, новых для механики деформируемого твердого тела, в основном длины и скорости роста трещин.

В задачи ЭМР входит также измерение таких величин, как размер трещины в поперечном направлении (раскрытие), время, перемещение, размер пластической зоны перед кончиком трещины, напряжения и деформации перед кончиком трещины. Учитывая, что задача измерения перечисленных величин решается традиционными методами экспериментальной механики материалов, методы этих измерений здесь не рассматриваются.

Скорость роста трещин лежит в диапазоне от  $10^{-8}$  м · с<sup>-1</sup> (характерно для усталостной трещины и трещины замедленного разрушения) до  $2 \times 10^3$  м · с<sup>-1</sup> (порядок предельной скорости роста хрупкой трещины). Размеры трещин изменяются от долей миллиметров до нескольких метров. Время, в течение которого происходит разрушение образца, изменяется от нескольких микросекунд (хрупкое разрушение) до нескольких суток и даже месяцев (усталостное и замедленное разрушение). Даже во время испытания одного образца скорость трещины изменяется на несколько порядков.

Процессы разрушения, как и пластической деформации, относятся к необратимым. Это означает, что на одном образце процесс нельзя воспроизвести в одном месте даже дважды. Подготовка образцов связана с ощутимыми затратами как времени, так и материальных средств. Поэтому число образцов для испытаний на разрушение обычно ограничено и для одного режима редко превышает пять. Отсюда следуют повышенные требования к на-

дежности измерений при каждом испытании и необходимость учета возможного изменения свойств материала от образца к образцу.

Рост трещин в пластичных материалах, к которым относится большинство конструктивных, сопровождается значительной пластической деформацией, которая нередко оказывает на измерительный прибор такое же воздействие, как и трещина. Это ставит перед исследователями проблему измерения параметров трещин на фоне пластической деформации, предусматривающую отстройку или исключение влияния этого фона на измерительный прибор.

Наконец, существует проблема градуировки приборов для измерения длины трещин, во многом обусловленная тем, что структуру кончика трещины в реальном образце трудно, а порой и совершенно невозможно с приемлемой точностью воспроизвести на градуировочных образцах посредством создания в них тонких надрезов или усталостных трещин.

Методологическую и приборную базу для ЭМР составляют приборы и методы дефектоскопии и неразрушающего контроля материалов и изделий [3]. Однако задачи ЭМР и дефектоскопии существенно различаются. Целью дефектоскопии является, в первую очередь, обнаружение дефекта, определение его координат, а лишь затем оценка его размеров. Задача ЭМР заключается в основном в точном и непрерывном измерении длины распространяющейся трещины, местоположение же трещины в образце обычно известно. В дефектоскопических приборах и приборах для измерения растущих трещин использованы одни и те же физические явления. Дефектоскопы составной частью входят в некоторые установки для исследования разрушения.

Дефектоскопию и ЭМР объединяет общность не только методов, но и некоторых задач, как, например, проблема установления максимально допустимого безопасного дефекта, градуировка приборов, для решения которых требуются совместные усилия специалистов в области ЭМР и дефектоскопии.

## **4.2. Классификация методов измерения длины и скорости роста трещины**

За основу классификации методов исследования процессов распространения трещины в работе [1] взят вид физического поля или вещества, взаимодействие трещины с которым составляет суть физического явления, лежащего в основе принципа построения измерительного преобразователя, осуществляющего однозначную функциональную связь длины трещины с выходным сигналом. Такой подход, с одной стороны, позволяет создать наиболее полную и общую классификацию, а с другой — дает достаточно полное представление о возможностях той или другой группы методов с учетом особенностей конкретного физического поля или агрегатного состояния вещества.

По такому принципу все существующие методы измерения трещин можно разделить на 9 групп, для каждой из которых характерно преимущественное использование одного из следующих взаимодействий трещины с физическими полями или веществом в жидком, твердом или газообразном состоянии.

1. Взаимодействие трещины со световым полем лежит в основе большой группы оптических, или визуальных методов. Огромное научное значение их требует выделения в отдельную группу, а не рассмотрения совместно с методами, основанными на взаимодействии трещины с электромагнитным полем вообще. При этом надо учесть, что человек получает большую часть информации через органы зрения, а также то, что визуальные методы составляют основу операций по градуировке приборов.

Используемое световое поле может быть как постоянной, так и переменной (модулированной) интенсивности. В последнем случае применяются стробоскопические методы наблюдений.

2. Квазистатическое взаимодействие трещины с упругим полем лежит в основе метода податливости, распространяющиеся упругие волны используются для создания разнообразных ультразвуковых или фрактографических методов. Переменное упругое поле позволяет связать изменение размеров трещин с изменением частоты собственных колебаний тела с трещиной. Взаимодействие трещины с упругой волной приводит к изменению направления роста трещины и образованию на поверхности характерных следов (линий Вальнера), используемых для определения скорости трещин в стекле и аналогичных материалах.

3. Взаимодействие трещины с электрическим полем лежит в основе методов, известных как методы электросопротивления или (и) методы разности электрических потенциалов (РЭП). Их суть состоит в пропускании через проводящий образец электрического тока и измерении или электросопротивления образца, или изменения поля электрических потенциалов, однозначно связанного с длиной трещины.

4. Взаимодействие трещины с магнитным полем используют для изучения разрушения ферромагнитных материалов. На этом явлении основаны такие методы, как феррографии, феррозондовых датчиков, порошковый магнитный. Успешно использовались сигнальные магнитные датчики, особенно для измерения скорости критического разрушения в образцах значительных размеров.

Перестройка конфигурации электрического и магнитного полей вследствие изменения размеров трещины происходит в отличие от упругого поля практически мгновенно. Поэтому методы, использующие взаимодействие трещины с этими полями, позволяют создать менее инерционные приборы, чем приборы, основанные на упругом взаимодействии. Распространение и перестройка упругих полей идет со скоростью, примерно вдвое превышающей максимальную скорость роста трещины.

5. Взаимодействие материала образца с трещиной с рентгеновским или  $\gamma$ -излучением достаточно широко используют для целей дефектоскопии, а для исследований в области ЭМР они применяются не часто. По-видимому, это связано с трудностями автоматизации процесса измерений, с применением этих методов, а также их слабой чувствительностью, если излучение направлено под углом к трещине.

Взаимодействие вещества с электронным пучком, имеющее место в электронных микроскопах, широко используют для исследований изломов. Особенно удобны стереоскопические сканирующие микроскопы.

6. Взаимодействие трещины с электромагнитным полем вихревых токов, наводимых возбуждающей катушкой в проводящем образце, изменяется с ростом трещины и служит мерой длины или глубины трещины. Токовихревые дефектоскопы используют также в следящих системах для измерения трещин.

7. На взаимодействии трещины (или ее поверхности) с жидкостью основаны такие методы, как метод проникающих жидкостей (керосиновая проба, люминесцентная жидкость) или окрашивание излома. Капиллярный эффект растущей трещины приводит к распространению жидкого красителя вслед за фронтом трещины, создавая своеобразную следящую систему из образца с трещиной и жидкости. Резкое ускорение роста трещины приводит к отрыву фронта от жидкости, позволяя определять критическую длину трещины по окрашенной части излома. При использовании этих методов часто наблюдается не сама трещина, а область, заполненная жидкостью, размеры которой близки к размерам трещины.

8. Трещина, распространяющаяся в образце, воздействует на материал, нанесенный на поверхность образца, приводя к изменению напряженного

состояния слоя этого материала или разрушая его. На этом явлении основаны такие методы, как метод разрывных сигнальных датчиков, методы фотоупругих и хрупких покрытий.

В качестве твердого вещества, с которым взаимодействует трещина, может служить материал самого образца. Образующийся в результате разрушения излом несет большую информацию не только о механизмах разрушения, но и о его кинетике. Направление в науке о прочности, занимающееся изучением изломов, носит название фраттографии.

9. Методы измерения трещин, основанные на взаимодействии трещин с газом, в настоящее время не известны. Однако в принципе нет никаких непреодолимых препятствий для построения пневматических приборов для исследования кинетики разрушения, в которых трещина будет играть роль выходной измерительной диафрагмы пневматических тензометров.

### 4.3. Принципы построения приборов для исследования кинетики разрушения

Любой измерительный прибор можно рассматривать как совокупность измерительных, преобразующих и решающих звеньев, соединенных между собой в соответствии с различными структурными схемами.

По структурным схемам приборы можно разделить на каскадные, дифференциальные, логометрические, компенсационные, многоканальные и сканирующие.

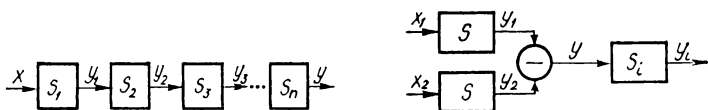


Рис. 4.1. Структурная схема каскадного прибора.

Характеристика:  $y = \prod_{i=1}^n S_i x$ , где  $y_{i+1} = S_{i+1} x_i$ ,  $x$  — входное,  $y$  — выходное значения.

Рис. 4.2. Структурная схема дифференциального прибора,  $y = y_1 - y_2$ .

Каскадные приборы (приборы прямого преобразования) обладают наиболее простой структурной схемой (рис. 4.1), которая получается при соединении звеньев в последовательную цепочку: выходная величина каждого звена служит входной для последующего.

Дифференциальный прибор имеет структурную схему, показанную на рис. 4.2. Она характеризуется наличием двух однотипных преобразовательных каналов, выходные сигналы которых вычитаются.

Структурная схема логометрических приборов отличается от схемы дифференциальных тем, что звено вычитания заменено звеном деления (рис. 4.3). Основное достоинство логометрического метода измерений состоит в том, что влияние всех факторов, одинаково воздействующих на оба канала, может быть компенсировано во всем диапазоне изменений входной величины.

В компенсационных следящих приборах (приборы с уравнивающим преобразованием) (рис. 4.4) входная величина  $x$  или преобразованная  $x_1$  компенсируется другой величиной  $x_k$ , однородной первой. Чтобы компенсация была непрерывной, прибор содержит контур отрицательной обратной связи. Сигнал рассогласования, выделенный схемой сравнения (вычитания),

усиливается в  $S_y$  раз и подается на вход звена  $S$ , создающего компенсирующее воздействие. Точность компенсационного прибора практически определяется точностью звена обратного преобразования  $S$ . Нестабильность усилителя и других, включенных последовательно с ним, преобразователей влияет мало. Мощность выходного сигнала определяется только мощностью усилителя. Большим достоинством компенсационных приборов является

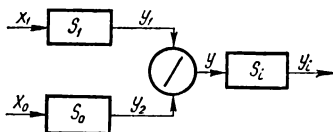


Рис. 4.3. Структурная схема логометрического прибора,  $y = y_1/y_2$ .

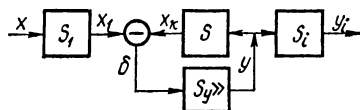


Рис. 4.4. Структурная схема компенсационного прибора,  $y = x_1/(S + S_y^{-1})$ .

малое потребление энергии на входе. Так, силу можно измерять практически без перемещения (жесткая система), перемещение — без затраты усилия, напряжение — без затрат тока.

Заметную группу приборов составляют сканирующие. В отличие от приборов с неподвижными или следящими датчиками датчик сканирующего прибора непрерывно движется по жестко заданной программе. В схеме прибора, показанной на рис. 4.5, осуществляется линейное сканирование датчика  $I$  вдоль направления роста трещины.

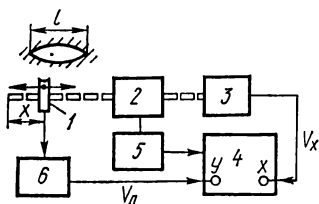


Рис. 4.5. Схема сканирующего прибора:

1 — датчик; 2 — привод датчика; 3 — измеритель перемещения  $x$ ; 4 — самописец; 5 — программный блок; 6 — измерительная система.

Программное устройство задает режим работы привода датчика (например, перемещение датчика с постоянной скоростью  $x$  и остановка в крайних положениях на время  $t$ ). Сигнал от датчика после усиления и преобразования измерительной системой  $V_d$  подается на вход  $y$  двухкоординатного самописца с ленточной диаграммой; на вход  $x$  поступает сигнал  $V_x$  от измерителя положения датчика. Пока датчик не дошел до трещины, его сигнал равен нулю. Перемещение датчика в область трещины сопровождается появлением сигнала  $V_d$ , который снова исчезает при удалении от другого конца трещины. Запись сигнала  $V_d$  как функции  $V_x$  дает на диаграмме П-образный импульс, длина которого  $z$  есть мера длины трещины:  $z = \alpha l$ , где  $\alpha$  — масштабный множитель. Сигнал, вызывающий перемещение бумаги (смену кадра), поступает от программного устройства во время остановки датчика.

Сканирующие приборы могут измерять длину только тех трещин, скорость роста которых намного меньше скорости сканирования датчика. В качестве датчика могут быть использованы ультразвуковые, токовихревые, феррозондовые датчики.

#### 4.4. Оптические методы

Под оптическими методами исследования процессов разрушения понимают совокупность методов, основанных на взаимодействии света с трещиной. Любая оптическая система применяется в комбинации с приемником световой энергии; глазом, светочувствительным слоем, передающей телеви-



зионной камерой, катодом электрооптического преобразователя и т. д. Каналом, по которому свет направляется от образца к приемнику, может служить система зеркал и линз, а также светопроводы самой разнообразной конструкции, в том числе и гибкие (на основе волоконной оптики). Нередко тип приемника или канала служит отличительной чертой оптической установки и находит отражение в ее названии, затрудняя классификацию методов измерений длины трещин.

Оптические методы нашли очень широкое применение для исследования разрушения. Для измерения длины медленно распространяющихся трещин часто применяют катетометры — оптические приборы для измерения рас-

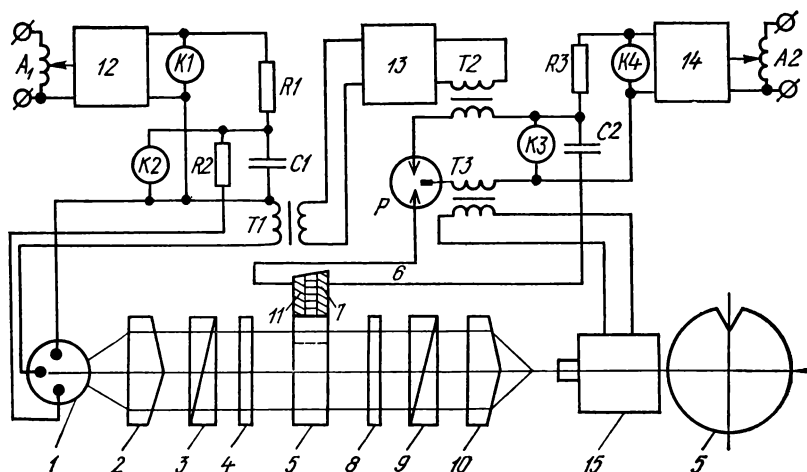


Рис. 4.6. Схема установки для оптического исследования роста трещины.

стояния между двумя точками (например, между кончиком трещины и краем образца). Они состоят из штанги и зрительной трубы, которая может перемещаться вдоль штанги. Расстояние определяют по шкале, находящейся на штанге. Отсчеты производят с точностью до нескольких микрометров. Для измерения быстрых трещин оптическую систему дополняют скоростной кинокамерой, позволяющей измерять длину трещин, распространяющихся со скоростями, составляющими до половины скорости звука в материале образца.

Исследования процессов разрушения образцов из оптически чувствительных материалов позволяют решать ряд принципиальных задач, в частности задачу о степени изменения поля напряжений перед кончиком быстро распространяющейся трещины по сравнению с полем неподвижной трещины. Для этого оптическую систему измерений совмещают с поляризационно-оптической установкой для исследования напряженного состояния методом фотоупругости.

На рис. 4.6 показана схема такой установки [4], предназначенной для исследования разрушения дискового образца 5 под действием гидравлического удара и анализа возникающих волн напряжений в процессе распространения трещины. Диаметр образца из оргстекла 180 мм, толщина — 18 мм, в надрезе имела трещина, инициированная легкими ударами ножа. Образец помещен в поляризационно-оптическую установку, состоящую из конденсаторных линз 2 и 10, поляризатора 3, четвертьволновых пластинок 4 и 8, анализатора 9. С помощью двух высоковольтных выпрямителей 12 и 14

через сопротивления  $R1$  и  $R3$  заряжаются конденсаторы  $C1$  и  $C2$ , заряд которых контролируется вольтметрами  $K2$  и  $K3$ , а зарядное напряжение — вольтметрами  $K1$  и  $K4$ . Энергию конденсатора  $C1$  используют для импульсного освещения, а конденсатора  $C2$  — для нагружения образца.

После зарядки конденсаторов включается высокоскоростная кинокамера СФР-1 15. Одновременно высоковольтный импульс с трансформатора  $T3$  пробивает разрядник  $P$ . Происходит разряд конденсатора через токоподводы 6 и проволочку 11 диаметром 0,02 мм, находящуюся в трубке 7, заполненной водой. Проволочка взрывается, а ударная волна через столб жидкости передается на образец 5. Одновременно со взрывом через трансформатор  $T2$ , первичной обмоткой которого служит провод питания взрывающейся проволочки, и через линию задержки 13 на высоковольтный трансформатор  $T1$  поступает импульс, иницирующий работу мощного импульсного источника света 1 (лампа ИС-100-3). Линия задержки синхронизирует вспышку лампы с моментом выхода ударной волны в область образца. Длительность вспышки 200—250 мкс.

Высокоскоростные камеры типа СФР допускают скорость съемки до  $2,5 \text{ млн. кадр} \cdot \text{с}^{-1}$  при числе кадров 100—400. Это обуславливает необходимость жесткой синхронизации начала разрушения и пуска камеры, что проще осуществить при ударном нагружении. При статическом нагружении синхронизацию без применения специальных датчиков, сигнализирующих о начале разрушения, осуществить практически невозможно, так как при скорости съемки даже  $0,5 \text{ млн. кадр} \cdot \text{с}^{-1}$  время всей съемки составит  $(2 \div 8) 10^{-4} \text{ с}$ , а определить время начала разрушения надо с точностью до  $10^{-5}$ .

Значительные трудности возникают с освещением, так как время экспозиции мало и необходимо применять мощные источники света. В прозрачных материалах трещины хорошо просматриваются при косом освещении, но в металлических материалах они обладают очень плохой «фотогеничностью». По данным работы [5] трещина разрешима фотографически, если ее поперечное раскрытие 0,05 мм и более. Погасить мешающий блеск металла пытались травлением поверхности или напылением сажи. В последнем случае появляется еще одна граница раздела металл — покрытие и метод уже нельзя отнести к оптическим, поскольку, строго говоря, исследуется процесс разрушения слоя сажи. В случае пластичного материала на кадрах видно не кончик трещины, а пластическую утяжку, причем кончик утяжки длиной около 1 мм не различается. Это может привести к погрешностям в  $100\text{—}150 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$  скорости порядка  $2000 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ .

Оптические установки чаще всего создают по каскадному принципу, однако есть опыт изготовления дифференциальных и сканирующих установок для измерения трещин.

Оптические методы обладают большой объективностью, что определяет их использование в качестве эталонных при градуировке других приборов и установок для измерений. Однако применительно к металлам оптические методы дают информацию лишь о размерах трещин по поверхности образца.

## 4.5. Метод упругой податливости

Появление и распространение трещин в упруго нагруженном твердом теле сопровождается изменением напряженного состояния в области вокруг трещины. Поэтому изменение расстояния между двумя фиксированными точками тела (или упругое смещение  $\Delta$  этих точек относительно друг друга), расположенными по разные стороны от плоскости трещины, является функцией характерного размера трещины (например, площади  $S$  плоской трещины), нагрузки  $P$ , действующей на тело, площади поперечного сечения

тела  $F$  в плоскости трещины и упругих свойств материала — модуля упругости  $E$  и коэффициента Пуассона  $\mu$ :

$$\Delta = \Delta(S, P, F, E, \mu). \quad (4.1)$$

Следовательно, для тела из данного материала в виде образца определенных размеров смещение  $\Delta$  под действием постоянной силы  $P$  есть однозначная функция длины трещины  $l$ , и это обстоятельство можно использовать для ее измерения, если известна зависимость (4.1). Для плоского образца

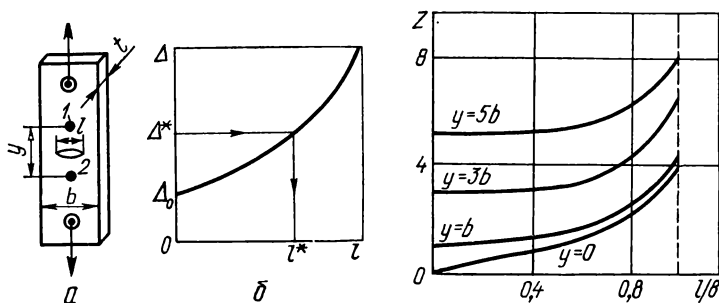


Рис. 4.7. Растягиваемый плоский образец с центральной трещиной (а) и его тарировочная кривая (б).

Рис. 4.8. Безразмерные тарировочные кривые для образца, показанного на рис. 4.7.

шириной  $b$  и толщиной  $t$  с центральной трещиной длиной  $l$  формула (4.1) приобретает вид [6]

$$\Delta = \frac{Py}{Et b} \left\{ \frac{4b}{\pi y} \operatorname{arccch} \frac{\operatorname{ch} \frac{\pi y}{2b}}{\cos \frac{\pi l}{2b}} - (1 + \mu) \left[ 1 + \frac{\sin^2 \frac{\pi l}{2b}}{\operatorname{sh}^2 \frac{\pi y}{2b}} \right]^{-1} + \mu \right\}, \quad (4.2)$$

где  $y$  — расстояние между точками 1 и 2, находящимися на оси образца симметрично относительно трещины (рис. 4.7, а).

Зависимость (4.2) имеет вид, показанный на рис. 4.7, б. Фактически это статическая характеристика измерительного преобразователя длины трещины в смещение при заданной нагрузке  $P$ . Однако характеристика этого преобразователя зависит не только от геометрии образца, но и от упругих свойств материала. Поэтому на практике предпочтительнее использовать не смещение  $\Delta$ , а величину

$$z = \lambda Et = \frac{E\Delta}{\sigma b}, \quad (4.3)$$

где  $\lambda = \Delta/P$  — податливость части образца между точками 1 и 2;  $\sigma = P/bt$  — номинальное напряжение в сечении образца без трещины. Тогда уравнение (4.2) приводится к виду

$$z = \lambda Et = z\left(\frac{y}{b}, \frac{l}{b}, \mu\right). \quad (4.4)$$

Зависимость  $z$  от  $l/b$  (рис. 4.8) при постоянном  $y/b$  сохраняет вид для всех подобных образцов при малом влиянии материала образца ( $\mu$  от материала к материалу меняется незначительно). Определив при нагружении образца  $z$ , находим относительную длину трещины  $l/b$ .

Поскольку при исследованиях конкретного материала изменение длины трещины приводит только к изменению податливости  $\lambda$ , то рассматриваемый метод получил название метода податливости (П-метод). Заметим, что для измерения трещины этим методом необходимо или нагрузить образец, или изменить нагрузку на образце, определить соответствующее изменение  $\Delta$ , а затем вычислить величину  $\lambda = \frac{d\Delta}{dP}$ . Изменение наклона диа-

граммы  $P - \Delta$  во время испытаний хрупкого материала свидетельствует о начале роста трещины, что широко используется при испытаниях на трещиностойкость.

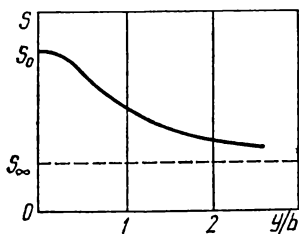


Рис. 4.9. Зависимость чувствительности П-преобразователя от расстояния между базовыми точками.

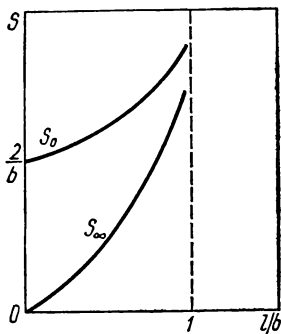


Рис. 4.10. Предельные значения чувствительности в зависимости от длины трещины.

Для оценки чувствительности П-метода проанализируем формулу (4.2). При больших  $y$  (длинный образец, точки 1 и 2 на рис. 4.7,  $a$  совпадают с точками приложения силы) выражение (4.2) с учетом (4.3) принимает вид

$$z_{\infty} = \frac{y}{b} - \frac{4}{\pi} \ln \cos \frac{\pi l}{2b}. \quad (4.5)$$

При  $y \rightarrow 0$ , т. е. при расположении точек 1 и 2 на берегах трещины, получаем

$$z_0 = \frac{4}{\pi} \ln \frac{1 + \sin \frac{\pi l}{2b}}{\cos \frac{\pi l}{2b}}. \quad (4.6)$$

Если  $l \rightarrow b$ , то  $z_{\infty} = z_0 = -\frac{4}{\pi} \ln \cos \frac{\pi l}{2b}$ . При  $l \rightarrow 0$   $z_{\infty} = y/b$ ,  $z_0 \rightarrow 0$ . Это показано на рис. 4.8, где приведены характеристики П-преобразователя при разных  $y$ .

Чувствительность П-преобразователя при  $y \gg b$  и  $y = 0$  соответственно

$$S_{\infty} = \frac{dz_{\infty}}{dl} = \frac{2}{b} \operatorname{tg} \frac{\pi l}{2b}, \quad (4.7)$$

$$S_0 = \frac{dz_0}{dl} = \frac{2}{b} \frac{1}{\cos \frac{\pi l}{2b}}. \quad (4.8)$$

График зависимости чувствительности от относительного расстояния между базовыми точками  $y/b$  приведены на рис. 4.9. На рис. 4.10 показаны чувствительности  $S_0$  и  $S_\infty$  как функции  $l/b$ .

Приведенные аналитические и графические зависимости позволяют сделать некоторые выводы. Прежде всего, в предельных случаях при  $y = 0$  и  $y \gg b$  чувствительность П-преобразователей не зависит от  $\mu$ . Затем чувствительность растет с уменьшением  $y/b$  и увеличением  $l/b$ , достигая при заданной длине трещины максимума при  $y = 0$ . И, наконец, наибольшее изменение  $S$  при заданной длине трещины происходит в диапазоне  $0 \leq y/b \leq \leq 2$ . Переход от  $y \gg b$  к  $y = 0$  позволяет увеличить чувствительность в

$$\frac{S_0}{S_\infty} = \frac{1}{\sin \frac{\pi l}{2b}} \cong \frac{2b}{\pi l} \quad (4.9)$$

раз при малых  $l/b$ . При значительных длинах трещины это увеличение не столь существенно.

Следует отметить, что аналитическое решение вида (4.2) существует лишь для плоского образца. Поэтому для нижней оценки чувствительности П-преобразователя можно воспользоваться соотношением

$$\frac{d\lambda}{dl} = \frac{K^2}{P^2} \frac{2t}{E}, \quad (4.10)$$

где  $K$  — это КИН, точное или приближенное решение для которого уже известно для многих образцов. Так, для образца, показанного на рис. 4.7, а,

$$K = \frac{P}{bt} \sqrt{b \operatorname{tg} \frac{\pi l}{2b}}. \quad (4.11)$$

Подставив это значение в (4.10), получаем

$$S = \frac{dz}{dl} = Et \frac{d\lambda}{dl} = \frac{2}{b} \operatorname{tg} \frac{\pi l}{2b}, \quad (4.12)$$

что совпадает с выражением (4.7) для  $S_\infty$ .

Появляется также возможность выявлять геометрию образцов, для которых чувствительность П-преобразователей наибольшая. Это образцы, для которых существует сильная зависимость  $K$  от длины трещины. На рис. 4.11 приведены зависимости безразмерной величины  $Ktb/P \sqrt{l}$  от  $l/b$  для трех наиболее часто используемых в ЭМР образцов. Из приведенных зависимостей 1—3 следует, что чувствительность для образцов с одной боковой трещиной наибольшая, что объясняется возрастающим влиянием изгиба при увеличении длины трещины; для образца для испытаний на сосредоточенный изгиб имеется минимум на кривой в области  $l/b \approx 0,1 \div 0,2$ , который практически запрещает использование П-метода при длинах трещины менее  $0,2b$ .

Существует некоторая возможность увеличения чувствительности П-преобразователей. Действительно, мерой длины трещины в П-методе служит податливость  $\lambda = \Delta/P$ , где только  $\Delta$  является функцией  $l$ . Сила  $P$  чаще всего определяется косвенно по деформации упругого элемента динамометра, включенного в силовую цепь испытательной машины последовательно с образцом. Очевидно, что вместо силы  $P$  можно ввести деформацию  $\delta$  на некоторой базе образца (где нет трещины), и эта деформация линейно связана с  $P$ :

$$\delta = \beta P. \quad (4.13)$$

Однако выбор положения базовых точек на образце может быть таков, что коэффициент пропорциональности  $\beta$  будет функцией длины трещины  $\beta(l)$ .

Тогда

$$\lambda^* = \frac{\lambda}{\beta} = \frac{\Delta(l)}{\delta(l)} \quad (4.14)$$

также будет однозначной функцией трещины и может быть использована в качестве меры ее длины. Но если при одном и том же изменении нагрузки  $P$  величины  $\Delta(l)$  и  $\delta(l)$  будут изменяться в разные стороны, то изменение  $\lambda^*$  с увеличением  $l$  будет больше, чем изменение  $\lambda$ . На рис. 4.12 показаны зависимости отношений  $\Delta_{23}/\delta$  от  $l/b$  для двух случаев измерения  $\delta$ : вблизи трещины  $\delta_{12}$  и вдали  $\delta_{45}$ ; 1—5 — точки на образце, определяющие базы из-

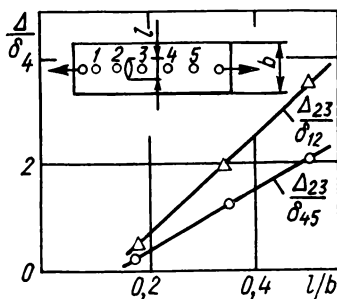
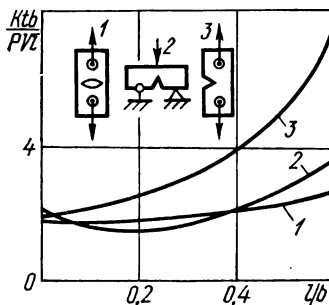


Рис. 4.11. Чувствительность П-преобразователей для разных образцов.

Рис. 4.12. Зависимость характера тарифовочных кривых от выбора базовых точек.

мерений. Величина  $\delta_{12}$  зависит от длины трещины и уменьшается с ее ростом,  $\delta_{45}$  практически не зависит от длины трещины. Поэтому кривая  $\Delta_{23}/\delta_{12}$  идет круче, чем  $\Delta_{23}/\delta_{45}$ , обеспечивая примерно двухкратное увеличение чувствительности П-преобразователя.

Отметим, что П-метод особенно удобен для исследования кинетики усталостных трещин, так как во время усталостных испытаний имеется возможность многократного одновременного измерения  $P$  и  $\Delta$ . На рис. 4.13 показана блок-схема логометрической установки для измерения усталостной трещины П-методом, разработанной фирмой MTS (США) (см. рис. 4.3). Смещение  $\Delta$  и нагрузка  $P$  на образце 1 измеряются датчиком смещения 2 и динамометром 3. Соответствующие сигналы с усилителей 4 и 5 поступают на решающий блок 6. Градуировочная кривая вида, показанного на рис. 4.8, аппроксимируется полиномом

$$\frac{l}{b} = A_0 + A_1 z + A_2 z^2 + A_3 z^3. \quad (4.15)$$

Коэффициенты этого полинома задаются ручками управления на блоке 6. Аналогично вводятся и величины  $b$ ,  $l$  и  $E$ . На выходе блока 6 появляется сигнал, пропорциональный длине трещины, который регистрируется самописцем 7 как функция времени или числа циклов нагружения  $N$ .

Для определения момента старта трещины П-методом желательно использовать дифференциальный метод измерения (см. рис. 4.2); сигнал одного (основного) канала формируется описанным способом, сигнал второго получают от датчика, измеряющего смещение на вспомогательном образце с более тупым надрезом или трещиной, установленном последовательно с основным образцом.

П-метод достаточно успешно реализуется при испытаниях толстых образцов. При исследовании роста трещин П-методом в тонколистовых

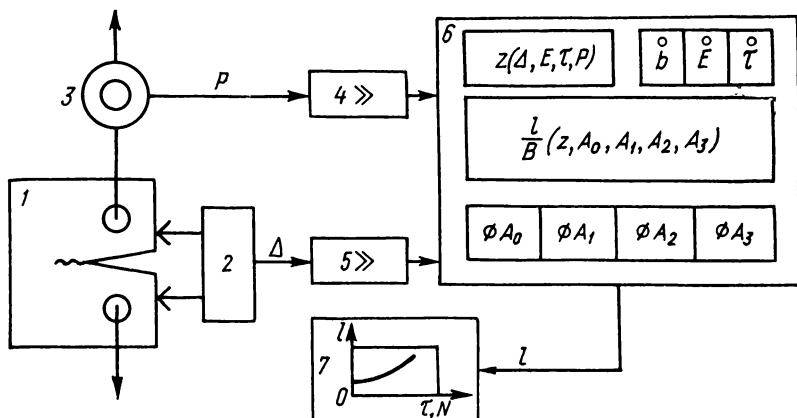


Рис. 4.13. Блок-схема установки для измерения длины усталостной трещины.

образцах необходимо считаться с возможностью возникновения больших ошибок, связанных с изгибом и короблением тонких образцов. Снизить ошибки можно, применяя два датчика смещения, расположенных на противоположных сторонах образца, и усредняя их показания.

#### 4.6. Метод акустической эмиссии

Акустическая эмиссия (АЭ) — это возникновение упругих колебаний вследствие локального освобождения упругой энергии нагруженных твердых тел в процессе пластической деформации и разрушения. В упругие колебания преобразуется только часть энергии деформации тела. Эти колебания распространяются в материале образца или элемента конструкции и могут быть обнаружены на его поверхности с помощью высокочувствительных приемников, в качестве которых используются пьезоэлектрические датчики.

Экспериментально установлено, что отдельный сигнал АЭ представляет собой всплеск высокочастотных колебаний в мегагерцовом диапазоне продолжительностью несколько микросекунд. Он возникает в результате отдельного акта пластической деформации или разрушения. Если пренебречь пластической деформацией, то число всплесков или импульсов АЭ будет равно числу разрушенных структурных составляющих материала. Тогда метод АЭ можно рассматривать как метод естественных сигнальных датчиков, в качестве которых выступают структурные составляющие материала. Поэтому наибольшее значение приобретают такие экспериментально определяемые величины, как полное число импульсов АЭ  $n(\tau)$  и частота следования импульсов  $\dot{n} = dn/d\tau$ . Действительно, оставаясь в рамках этой грубой модели процесса разрушения, для образца толщиной  $l$  (рис. 4.14) получаем

$$l = \frac{n\rho^2}{t}, \quad (4.16)$$

$$v = \frac{\dot{n}\rho^2}{t}, \quad (4.17)$$

где  $\rho$  — характерный размер структурной составляющей;  $l$  — длина трещины;  $v$  — скорость роста трещины.

Итак, метод АЭ относится к группе методов, основанных на взаимодействии трещины с упругим полем образца. Образец может рассматриваться одновременно как совокупность сигнальных датчиков и как линия связи между областью разрушения и приемником, по которой со скоростью звука распространяются сигналы АЭ.

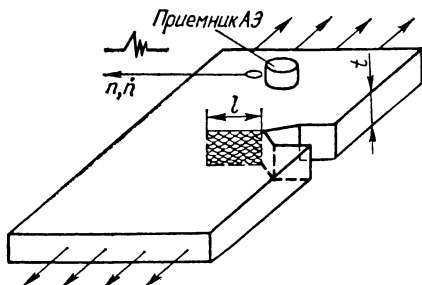


Рис. 4.14. Образец с приемником акустической эмиссии.

Значение амплитуды колебаний в АЭ-импульсе во многом определяется свойствами исследуемого материала. Чувствительность же установки для исследований разрушения АЭ-методом во многом определяется характеристиками приемника АЭ. Для приема сдвиговых волн АЭ желательно жесткое соединение пьезоэлемента приемника с образцом, но при этом возможно только одноразовое использование приемника.

Метод АЭ обладает весьма важными особенностями. Его можно отнести к бесконтактным методам, удобным для дистанционных измерений. Кроме того, если на образец поставить три или более разнесенных друг от друга приемника АЭ, то получаемой информации оказывается достаточно для определения местоположения источника АЭ (места разрушения). Наконец, одну и ту же аппаратуру можно использовать как для лабораторных исследований, так и для натурных испытаний.

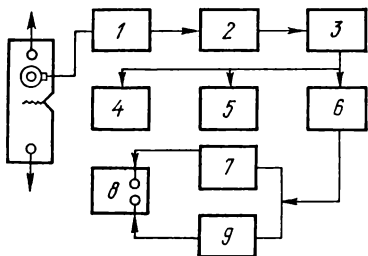


Рис. 4.15. Структурная схема установки для учета акустической эмиссии: 1 — предусилитель; 2 — фильтр нижних частот; 3 — усилитель; 4 — осциллограф; 5 — магнитофон; 6 — дискриминатор; 7 — частотомер; 8 — самописец; 9 — счетчик.

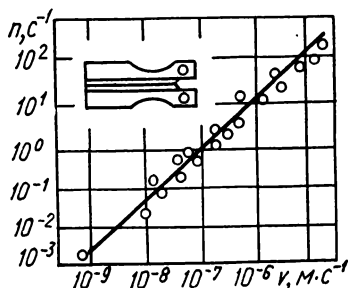


Рис. 4.16. Зависимость между частотой импульсов акустической эмиссии и скоростью трещины.

Структурная схема типичной установки для исследований разрушения методом АЭ показана на рис. 4.15. Сигнал от приемника АЭ поступает последовательно на малошумящий усилитель, расположенный вблизи образца, фильтр для удаления нежелательных низкочастотных колебаний и основной усилитель. Затем система делится на два канала: по одному из них сигналы поступают на магнитофон с целью накопления первичных данных и осциллограф для непосредственного наблюдения; по другому каналу сигнал идет на дискриминатор, который пропускает только сигналы, превышающие



определенный пороговый уровень, а затем одновременно на счетчик импульсов и частотомер для определения  $v$  и  $\dot{n}$  соответственно. Для записи этих величин как функции времени или какого-либо другого параметра служит самописец.

Реальные материалы обладают сложной многофазной структурой, что затрудняет регулярное развитие процесса разрушения, делает его зависящим от взаимодействия элементов структуры. Наличие пластической деформации, предшествующей процессу разрушения и сопровождающей процесс роста трещины, приводит к появлению дополнительных «фоновых» импульсов АЭ. Поэтому для реальных материалов однозначной зависимости между длиной трещины  $l$  и  $n$ , а также между скоростью  $v$  и  $\dot{n}$ , не наблюдается, за исключением случаев, когда пластическая деформация мала или идет очень медленно, а нагрузка постоянна или изменяется незначительно. Такие условия наблюдаются при коррозионном растрескивании. Действительно, при испытаниях на коррозионное растрескивание образцов из сплава V + 4,5 % Nb в виде двойной консольной балки с переменной высотой плеч, обеспечивающей независимость КИН от длины трещины, была установлена однозначная линейная зависимость между логарифмами скорости трещины и частотой следования АЭ-импульсов [7]. Эта зависимость показана на рис. 4.16.

Из-за сильной зависимости интенсивности АЭ от структуры и механических свойств материалов АЭ-метод обладает слабыми метрологическими свойствами. Установленную для одного материала зависимость между скоростью роста трещины и частотой импульсов АЭ [8, 9] нельзя применять не только для измерений на другом материале, но и для этого же материала после другой термообработки. Поэтому АЭ-метод нашел широкое применение не столько для исследований кинетики роста трещины, сколько для определения момента инициирования разрушения [10], так как установлено, что старт трещины и даже предстартовое состояние сопровождаются началом интенсивной АЭ.

## 4.7. Ультразвуковой метод

Ультразвуковой (УЗ) метод исследования разрушения основан на взаимодействии трещины с упругими волнами ультразвукового диапазона частот (до нескольких мегагерц), специально вводимыми в образец. Поскольку длина УЗ-волны порядка 1 мм, то появляется возможность создания направленных излучателей УЗ-колебаний, диаграмма излучения которых имеет угол расхождения

$$\alpha \cong \lambda_{\text{в}}/D, \quad (4.18)$$

где  $D$  — диаметр излучателя;  $\lambda_{\text{в}}$  — длина УЗ-волны. Взаимодействие трещины с УЗ-волнами приводит к их отражению от трещин и к дифракционным явлениям на фронте трещины, приводящим к отклонению УЗ-волн от их прямолинейного распространения. Взаимодействие трещины с УЗ-волнами исчезает, когда характерный размер трещины  $\delta_{\text{т}}$  в плоскости, перпендикулярной распространению УЗ-волн, становится меньше  $\lambda_{\text{в}}/2$ . Существенную роль играет также расстояние от трещины до приемника УЗ-колебаний  $L$ . Для приближенных оценок минимальной трещины  $\delta_{\text{min}}$  (порог чувствительности УЗ-метода) можно воспользоваться выражением [11]

$$\delta_{\text{т min}} = \sqrt{2\lambda_{\text{в}}L}. \quad (4.19)$$

Малая длина УЗ-волны служит основой для рассмотрения явлений распространения, отражения, преломления и фокусировки УЗ-волн методами геометрической акустики.

Наибольшее распространение для исследований разрушения получили теневой (ТУЗ-метод) и импульсный эхо-метод (ЭУЗ-метод). При ТУЗ-методе УЗ-колебания вводятся, как правило, с одной стороны образца и принимаются с другой, как это показано на рис. 4.17. В качестве приемников и излучателей используются обычно пластинки из пьезоэлектрических материалов (кварц, титанат бария и пр.). Излучение и прием ведут через тонкий слой контактной смазки между образцом и пьезоэлектрическим преобразователем. При использовании ТУЗ-метода необходимо, чтобы трещина отбрасывала на приемник четкую «звуковую тень». Если приемник находится далеко от трещины, то «звуковая тень» в результате дифракции не доходит до приемника, и чувствительность резко падает.

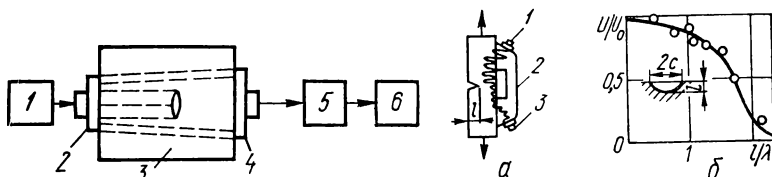


Рис. 4.17. Блок-схема для исследования ТУЗ-методом:

1 — генератор; 2 — излучатель; 3 — образец; 4 — приемник; 5 — усилитель; 6 — индикатор УЗК.

Рис. 4.18. Схема измерения длины трещины ТУЗ-методом (а) и статическая характеристика прибора (б):

1 — излучатель; 2 — держатель; 3 — приемник.

На рис. 4.18, а показан вариант ТУЗ-метода с использованием поверхностных УЗ-волн для измерения несквозных полуэллиптических трещин [12]. Излучатель и приемник находятся на одном люцитовом держателе и располагаются на той стороне образца, где нет трещины. Частота УЗ-колебаний 500 кГц ( $\lambda = 5,8$  мм). Статическая характеристика этого прибора показана на рис. 4.18, б, по оси абсцисс которого отложена относительная глубина трещины  $l/\lambda$ , по оси ординат — отношение принятого сигнала  $U$  к сигналу без трещины  $U_0$ . Видно, что чувствительность повышается, когда  $l/\lambda \geq 1$ .

В импульсном ЭУЗ-методе приемник УЗ-колебаний, расположенный с той же стороны, что и излучатель, принимает отраженные от поверхности трещины сигналы, амплитуда которых служит мерой длины трещины. Обычно приемник совмещают с излучателем (рис. 4.19). Во время излучения зондирующего УЗ-импульса продолжительностью порядка нескольких микросекунд приемник не работает. Поэтому трещина должна располагаться на расстоянии от приемника-излучателя, превышающем «мертвую зону»  $L_{\min}$ :

$$L_{\min} = V_{\text{зв}} \tau / 2, \quad (4.20)$$

где  $\tau$  — длительность УЗ-импульса;  $V_{\text{зв}}$  — скорость распространения УЗ-волн.

Паузы между зондирующими импульсами  $\Delta t$  должны превышать время, необходимое для прохождения УЗ-импульсом удвоенного расстояния  $H$  от излучателя до «дна» образца:

$$\Delta t > 2H/V_{\text{зв}}. \quad (4.21)$$

Обычно  $\Delta t$  имеет порядок нескольких миллисекунд.

На рис. 4.19 приведена структурная схема импульсного ЭУЗ-дефектоскопа. Хронизатор вырабатывает пусковые импульсы с периодом следования  $\Delta t$ , которые запускают развертку осциллографа и одновременно вызы-

вают генерацию мощных высокочастотных зондирующих импульсов, преобразуемых пьезоизлучателем в импульсы УЗ-колебаний. На экране осциллографа этот зондирующий импульс виден на левой стороне линии развертки (3). Через некоторое время на приемник приходит импульс, отраженный от трещины (Т), а затем и импульс, отраженный от дна образца (Д). Между амплитудой  $A_T$  импульса, отраженного от трещины, и ее длиной существует однозначная зависимость, которая может быть установлена градуировкой.

В качестве меры длины трещины может быть использовано время  $\tau$ , рав-

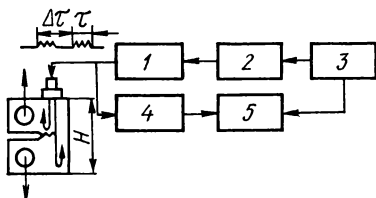
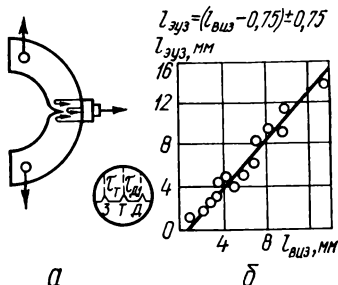


Рис. 4.19. Блок-схема для исследования эхо-методом:

1 — генератор УЗК; 2 — хронизатор; 3 — генератор развертки; 4 — усилитель; 5 — регистрирующий прибор.

Рис. 4.20. Схема измерения длины трещины ЭУЗ-методом (а) и его экспериментальная проверка (б).



ное разности времени прихода сигнала от трещины  $\tau_T$  и донного сигнала  $\tau_D$ . Но для этого необходимо, чтобы направление роста трещины совпадало с направлением излучения и приема УЗ-импульсов, как это показано на рис. 4.20, а. За время  $\tau = \tau_D - \tau_T$  УЗ-импульс пройдет расстояние, равное удвоенной длине трещины  $2l$ , следовательно,

$$l = 0,5V_{\text{зв}} (\tau_D - \tau_T). \quad (4.22)$$

График, приведенный на рис. 4.20, б, показывает близкое совпадение значений длин трещины  $l_{\text{ЭУЗ}}$ , полученных ЭУЗ-методом с применением формулы (4.22), и измеренных визуально по усталостным меткам на поверхности излома разрушенного образца  $l_{\text{Виз}}$ . В соответствии с приведенными на рис. 4.20, б данными, достигнутая точность измерений составляет  $\pm 0,75$  мм. Естественно, что таким методом можно измерять трещины, распространяющиеся со скоростями по крайней мере на два порядка меньше скорости УЗ-волн в материале образца.

Помимо схем измерений трещины УЗ-методом с неподвижными излучателями-приемниками существуют схемы с подвижными излучателями-приемниками. На рис. 4.21 приведена схема сканирующей установки для измерений скорости роста трещины в покрытии на образце из полимерного материала [13]. Образец 1 помещался в ванну, наполненную жидкостью, влияние которой на скорость роста трещины 2 предполагалось исследовать, и нагружался постоянной силой. УЗ-датчик 3 перемещался с помощью специального устройства 4 и привода 5 вдоль направления роста трещины в образце. Программа сканирования УЗ-датчика задавалась блоком управления приводом 6. Когда амплитуда отраженного от трещины сигнала превышала определенный уровень, на выходе УЗ-дефектоскопа 7 появлялось напряжение, линейно нарастающее во времени, подававшееся на самописец 8 с ленточной диаграммой. Перо самописца отклонялось до тех пор, пока на входе дефектоскопа имелся сигнал от трещины. Исчезновение сигнала приводило к прекращению роста напряжения на выходе дефектоскопа,

которое оставалось постоянным некоторое время, а затем резко падало до нуля. Трещина измерялась только на «прямом» ходе. В результате получали запись, показанную на рис. 4.22. Высота каждого «импульса» пропорциональна длине трещины. Скорость трещины  $v$  находят по формуле

$$v = m \frac{v_1 v_2}{v_3}, \quad (4.23)$$

где  $v_1$  — скорость перемещения УЗ-датчика;  $v_2$  — скорость движения диаграммы самописца;  $v_3$  — скорость пера;  $m = \Delta y / \Delta t^*$ , где  $\Delta y$  — разность высот последовательных импульсов;  $\Delta t^*$  — расстояние между этими импульсами, измеренное в делениях диаграммной бумаги.

В силу конечных размеров УЗ-луча абсолютное положение кончика трещины не может быть определено с большой точностью, однако это не мешает точному измерению изменения его положения и, следовательно, скорости роста трещины.

Следящая УЗ-система для измерения длины усталостной трещины в компактном образце показана на рис. 4.22. Датчик 1 ультразвуко-

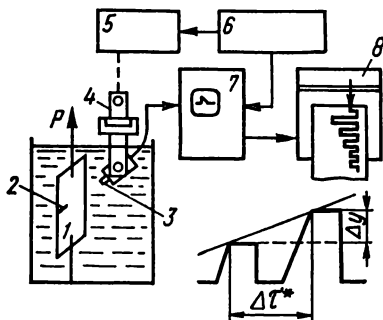


Рис. 4.21. Схема сканирующей установки для измерения скорости роста трещины в образце из полимера.

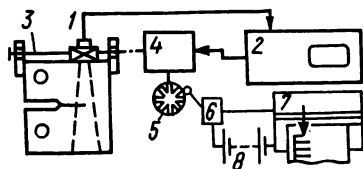


Рис. 4.22. Схема сканирующей ультразвуковой системы.

вого дефектоскопа 2 находится на верхней грани образца и может перемещаться по ее поверхности с помощью ходового винта 3 и шагового двигателя 4. Когда в результате роста трещины сигнал от УЗ-датчика превысит заданный уровень, то дефектоскоп 2 выдаст сигнал и шаговый двигатель переместит УЗ-датчик на некоторое фиксированное расстояние, например на  $\delta_d = 0,2$  мм. Одновременно кулачковое устройство 5 замыкает на короткое время микровыключатель 6 и на самописец 7 подается напряжение от батареи 8. Следовательно, каждому срабатыванию шагового двигателя будет соответствовать отклонение пера самописца. Длина трещины в каждый момент времени:

$$l = n \delta_d, \quad (4.24)$$

где  $n$  — число всплесков на ленточной диаграмме.

Погрешность измерений трещины описанной системой равна  $\pm 0,25$  мм. Но она может значительно возрасти при нарушении акустического контакта датчика с образцом. Для устранения этих погрешностей в более совершенных вариантах системы используется логометрический принцип формирования рабочего сигнала: в этом случае шаговый двигатель срабатывает только тогда, когда отношение сигнала от трещины к данному сигналу, а не сигнал от трещины по абсолютной величине, превысит заданный уровень.

## 4.8. Метод разности электрических потенциалов

Эффект взаимодействия трещины с током, проходящим по образцу, широко используется для измерения длины трещины. Рост трещины сопровождается увеличением электрического сопротивления всего образца, что обусловлено изменением геометрии образца и соответствующим изменением поля электрических потенциалов в окрестности трещины. Разность электрических потенциалов (РЭП)  $\varphi$  между двумя практически любыми точками образца (потенциальными контактами) однозначно определяет длину трещины  $l$  при условии постоянства тока  $I$  через образец (рис. 4.23). Абсолютная величина  $\varphi$  определяется также силой тока  $I$ , проходящего через образец, площадью поперечного сечения образца  $F$  и электросопротивлением материала образца  $\rho$ :

$$\varphi = \varphi(l, I, F, \rho). \quad (4.25)$$

Эта зависимость представляет собой статическую характеристику РЭП-преобразователя длины трещины  $l$  в РЭП  $\varphi$ . Для плоского образца шириной  $b$  и толщиной  $t$  с центральной трещиной  $l \ll b$ , показанного на рис. 4.23,  $a$ , зависимость (4.25) имеет вид [14]

$$\varphi = \frac{\rho I}{bt} \sqrt{l^2 + y^2}, \quad (4.26)$$

где  $y$  — расстояние между измерительными точками 1 и 2, расположенными на оси образца симметрично относительно трещины.

Пользоваться РЭП-преобразователем с характеристикой в виде (4.25) неудобно, так как ее вид зависит от размера и материала образца и силы тока. Предпочтительнее характеристика в виде

$$\Phi = \frac{\varphi_{12}}{\varphi_{34}} = \frac{\sqrt{l^2 + y^2}}{y_{34}} = \frac{1}{\alpha} \sqrt{\left(\frac{l}{b}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2}, \quad (4.27)$$

где  $\varphi_{12}$  и  $\varphi_{34}$  — РЭП между точками 1 и 2, 3 и 4 соответственно:  $\alpha = y_{34}/b$ ,  $y_{34}$  — расстояние между точками 3 и 4 на оси образца, расположенными по одну сторону от трещины вне зоны ее влияния (рис. 4.24,  $a$ ). Эта характеристика показана на рис. 4.24,  $b$  и фактически представляет собой характеристику

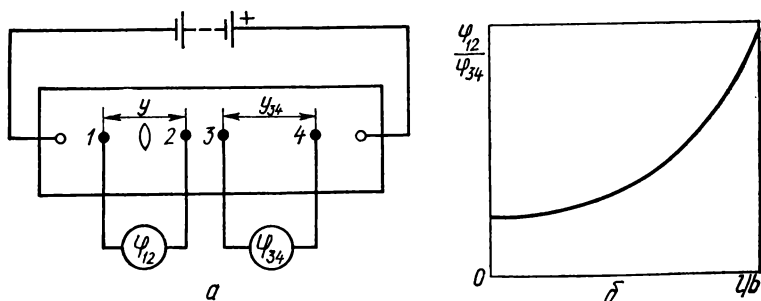


Рис. 4.24. Логометрический вариант метода разности электропотенциалов ( $a$ ) и тарировочная кривая ( $b$ ).

тику логометрического РЭП-преобразователя. Возможно также использование характеристики вида

$$\Phi_0 = \frac{\Phi_{12}}{\Phi_0} = \sqrt{\frac{l^2 + y^2}{l_0^2 + y^2}}, \quad (4.28)$$

где  $\Phi_0$  — РЭП между точками 1 и 2 при начальной длине трещины  $l_0$ . Чувствительность логометрического РЭП-преобразователя

$$S = \frac{d\Phi}{dl} = \frac{1}{\alpha b} \left[ 1 + \left( \frac{y}{l} \right)^2 \right]^{-1/2}. \quad (4.29)$$

При  $y = 0$

$$S = S_0 = 1/\alpha b. \quad (4.30)$$

При  $y = \infty$

$$S = S_\infty = \frac{l}{\alpha y b} \rightarrow 0. \quad (4.31)$$

График зависимости (4.29) показан на рис. 4.25.

Если точки 1 и 2 (см. рис. 4.24) смещены с оси образца на расстояние  $x$ , то для плоского образца с центральной трещиной при  $y = 0$  имеем [14]

$$\Phi = \frac{1}{\alpha} \sqrt{\left( \frac{l}{b} \right)^2 - \left( \frac{2x}{b} \right)^2} \quad (4.32)$$

и чувствительность как функция  $x$  будет (рис. 4.26)

$$S = S_x = \frac{1}{\alpha b} \left[ 1 - \left( \frac{2x}{l} \right)^2 \right]^{-1/2}. \quad (4.33)$$

Как следует из рис. 4.25 и 4.26, зависимость чувствительности РЭП-преобразователей от места расположения потенциальных контактов 1

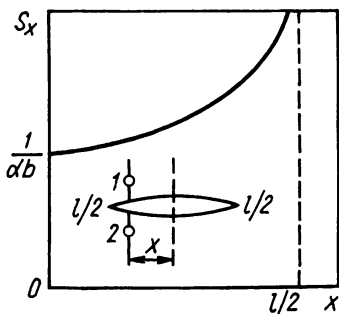
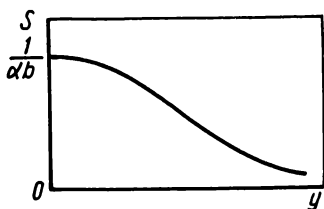


Рис. 4.25. Зависимость чувствительности метода электропотенциалов от расстояния между контактами.

Рис. 4.26. Чувствительность метода электропотенциалов при смещении контактов относительно оси симметрии образца.

и 2 минимальна при  $x = 0$ ,  $y = \infty$ . Смещение потенциальных контактов к одному из кончиков трещины сопровождается значительным повышением чувствительности.

Чувствительность РЭП-преобразователя можно значительно повысить, если на образце, показанном на рис. 4.24, а, при максимальном сближении контактов 1 и 2 ( $y = 0$ ) совместить контакты 2 и 4. Тогда, полагая  $y_{23} = \alpha b/2$ , получим

$$\Phi_{23} = \frac{\rho l}{2bt} [\sqrt{l^2 + (\alpha b)^2} - l] \quad (4.34)$$

и уравнение (4.27) примет вид

$$\Phi^* = \frac{\Phi_{12}}{\Phi_{23}} = 2 \left[ \sqrt{1 + \left(\frac{\alpha b}{l}\right)^2} - 1 \right]^{-1}. \quad (4.35)$$

Чувствительность

$$S^* = \frac{d\Phi^*}{dl} = AS_0 = B^*S|_{l=\alpha b}, \quad (4.36)$$

где

$$A = 2 \left[ \sqrt{\left(\frac{l}{\alpha b}\right)^2 + 1} - \frac{l}{\alpha b} \right]^{-2} \left[ \sqrt{\left(\frac{l}{\alpha b}\right)^2 + 1} \right]^{-1},$$

$$B^* = A \sqrt{\left(\frac{l}{\alpha b}\right)^2 + 1}. \quad (4.37)$$

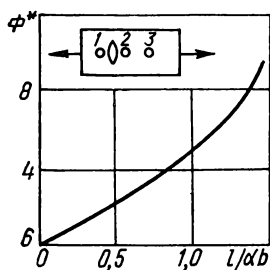


Рис. 4.27. Характеристика метода электропотенциалов.

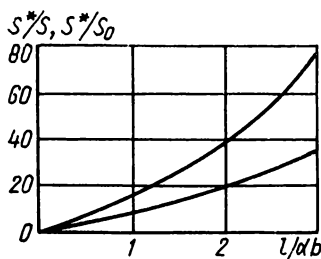


Рис. 4.28. Зависимость чувствительности метода электропотенциалов от длины трещины.

Зависимость  $\Phi^*$  от  $l/\alpha b$  показана на рис. 4.27; зависимости  $S^*/S_0$  и  $S^*/S$  от  $l/\alpha b$  приведены на рис. 4.28.

Следует отметить, что характеристики вида  $\Phi - l/b$  при выбранной геометрии образца и заданном расположении токовых и потенциальных контактов не зависят ни от силы тока через образец, ни от материала образца (удельного электросопротивления материала), ни от температуры, что позволяет пользоваться одной и той же характеристикой для испытаний самых разнообразных металлических материалов в широком диапазоне температур.

Исследования процессов роста трещин практически всегда проводят на образцах, в которых уже существует исходная трещина или инициирующий надраз. Поэтому к моменту начала роста трещины РЭП  $\Phi_{12}$ , а следовательно,  $\Phi$  и  $\Phi^*$  не равны нулю. Рост трещины сопровождается изменением  $\Phi_{12}$ , но в начале движения трещины это изменение мало по сравнению с начальным  $\Phi_{12}^0$ . Это приводит к определенным неудобствам и ограничениям, и поэтому начальное значение  $\Phi_{12}^0$  пытаются скомпенсировать. Для компенсации пользуются или напряжением от дополнительного источника питания (рис. 4.29), или включают образец (часть образца) в мостовую схему (рис. 4.30). Это означает еще одно преобразование величины  $\Phi_{12}$ : замену ее разностью  $\Phi = \Phi_{12} - \Phi_{12}^0$  или напряжением разбаланса  $\Delta\Phi$  мостовой схемы. Однако тогда возникает необходимость в весьма стабильном источнике компенсирующего напряжения  $U = \Phi_{12}^0$ , так как во втором случае

значительно снижается помехоустойчивость измерительной цепи, поскольку на входе прибора для измерений  $\Delta\varphi$  подключается значительное электрическое сопротивление, образованное резисторами плеч моста.

Анализ поля потенциалов постоянного тока показывает, что в окрестности трещины можно расположить потенциальные контакты так, что РЭП между ними будет  $\varphi_{12}^0 = 0$  при любой начальной длине трещины  $l_0$ . Поле потенциалов на образце можно изобразить с помощью семейства линий равного потенциала. Эти эквипотенциальные линии для образца без трещины представляют собой параллельные прямые, перпендикулярные оси образца.

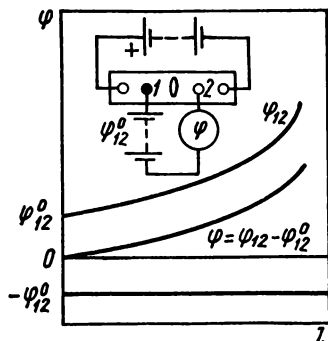


Рис. 4.29. Характеристика метода электропотенциалов с компенсацией начального потенциала дополнительным напряжением.

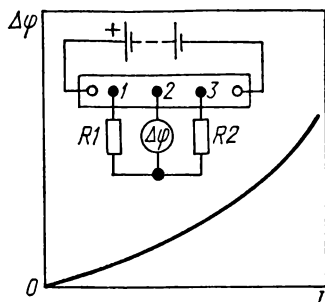


Рис. 4.30. Характеристика метода электропотенциалов с компенсацией начального потенциала мостовой схемой.

Эквипотенциальные линии для плоского образца с центральной трещиной  $l = b/3$  показаны на рис. 4.31, а. Цифры на линиях дают значение потенциала в процентах от напряжения на образце. Анализ таких картин для образцов с различной длиной трещины показывает, что появление трещины в образце вызывает сгущение линий у кончиков и перед кончиками трещины. Одновременно происходит увеличение расстояния между эквипотенциальными линиями в областях на оси образца, примыкающих к трещине сверху и снизу. Этим и объясняется слабая зависимость чувствительности от положения контактов в этой области (см. рис. 4.25) и резкое увеличение чувствительности при  $x \approx l/2$  (см. рис. 4.26). Возмущение, которое вносит трещина в поле потенциалов, занимает зону, размер которой по оси образца  $h$  соизмерим с абсолютной длиной трещины. При малых длинах трещины, как это следует из рис. 4.31, б,

$$h \sim 2l. \quad (4.38)$$

Если обратиться к картине эквипотенциальных линий в образце с центральной трещиной (см. рис. 4.31, а) или в образце с одной боковой трещиной (рис. 4.32, а), то можно увидеть, что для получения  $\varphi_{12}^0$  достаточно поместить потенциальные точки 1 и 2 на одну эквипотенциальную линию исходного распределения потенциалов поля стационарного тока [5]. В качестве такой линии можно, например, выбрать линию, исходящую из начала трещины на левой кромке образца (точка 1, см. рис. 4.32, а), а потенциальные контакты расположить на кромках в точках 1 и 2.

При увеличении длины трещины потенциалы в точках 1 и 2 будут изменяться, но с разной скоростью. В результате сразу же после начала роста



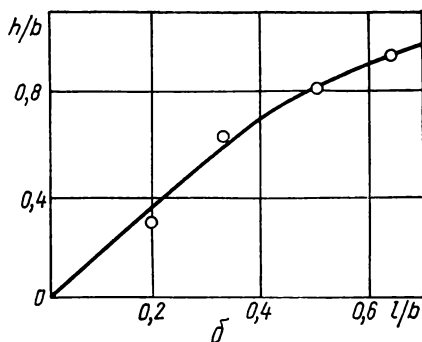
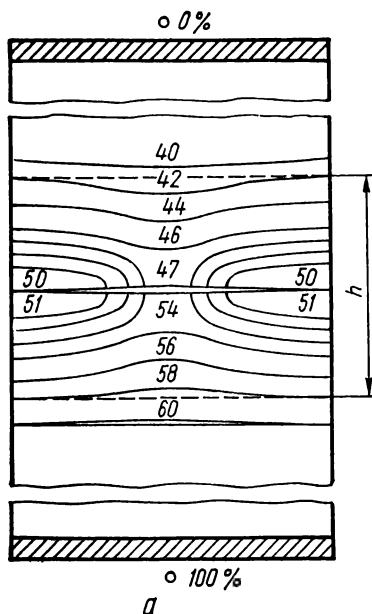


Рис. 4.31. Эквипотенциальные линии на образце с центральной трещиной (а) и размер возмущенной зоны (б).

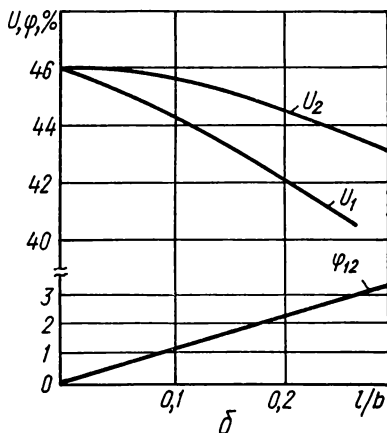
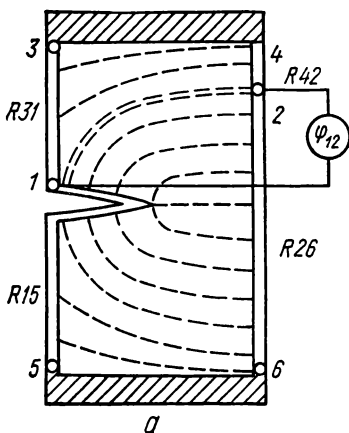


Рис. 4.32. Эквипотенциальные линии на образце с краевой трещиной (а) и его характеристика (б).

трещины появится РЭП  $\varphi_{12}$ , которую можно использовать в качестве меры длины текущей трещины. Кривые изменения потенциалов в точках 1 и 2, а также их разности  $\varphi_{12}$  показаны на рис. 4.32, б.

Выделим [1] на образце две «трубки» тока (рис. 4.32, а): одну вдоль левой кромки образца, которая огибает трещину, вторую — по правой кромке. Каждую «трубку» можно рассматривать как тонкий проводник с определенным электросопротивлением на единицу его длины. Тогда операцию

по расположению точек 1 и 2 на одной эквипотенциальной линии можно рассматривать как балансировку мостовой схемы, состоящей из сопротивлений  $R_{31}$ ,  $R_{15}$ ,  $R_{12}$  и  $R_{26}$ . По мере роста длины трещины происходит изменение длины участков 3—1, 1—5, 4—2 и 2—6 «трубок» тока с соответствующим разбалансом «моста» и появлением «напряжения разбаланса»  $\varphi_{12}$ .

Таким образом, появляется возможность построения схемы измерения трещин методом РЭП при одностороннем относительно трещины расположении потенциальных контактов. Эта схема обладает простотой обычного метода РЭП и всеми преимуществами классического мостового метода измерений.

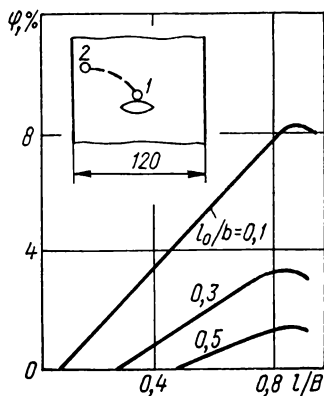


Рис. 4.33. Характеристика метода электропотенциалов при одностороннем расположении контактов.

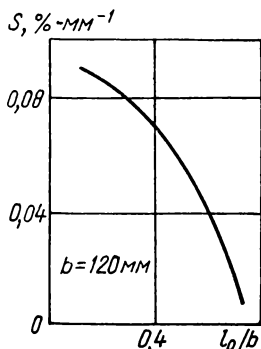


Рис. 4.34. Чувствительность метода электропотенциалов с односторонним расположением контактов.

На рис. 4.33 приведены характеристики РЭП-преобразователя при одностороннем расположении контактов для различных длин начальной трещины. Сопоставление их с характеристиками при обычном расположении контактов (см. рис. 4.23) показывает, что выпуклость приведенных кривых изменялась на обратную, что в некоторой мере способствует увеличению диапазона измерений при использовании регистрирующего прибора с линейной шкалой. Чувствительность одностороннего РЭП-преобразователя падает с увеличением длины трещины, как это показано на рис. 4.34. Это дает возможность некоторого выравнивания относительной погрешности измерений трещин различной длины.

Для исключения влияния температуры и свойств материала образца характеристики одностороннего РЭП-преобразователя можно также привести к виду, соответствующему уравнению (4.27) или (4.35) (см. рис. 4.24). На рис. 4.35 показана структурная схема установки, на которой реализован логометрический РЭП-метод измерений усталостной трещины [16]. Через стандартный компактный образец толщиной 20 мм от выпрямителя ВСА-6А пропускali ток силой 10 А. Направление тока изменялось через каждые 100 циклов нагружения. Команда на изменение направления тока поступала от счетчика циклов гидропульсатора ЦДМПу-10, на котором проводили усталостные испытания образца. Напряжение от счетчика подавали на обмотку КР1 электромагнитного переключателя. Кулачки этого переключателя поочередно замыкали или размыкали контакты Л в цепи катушки КР2 магнитного пускателя, который осуществлял реверс тока с помощью сило-

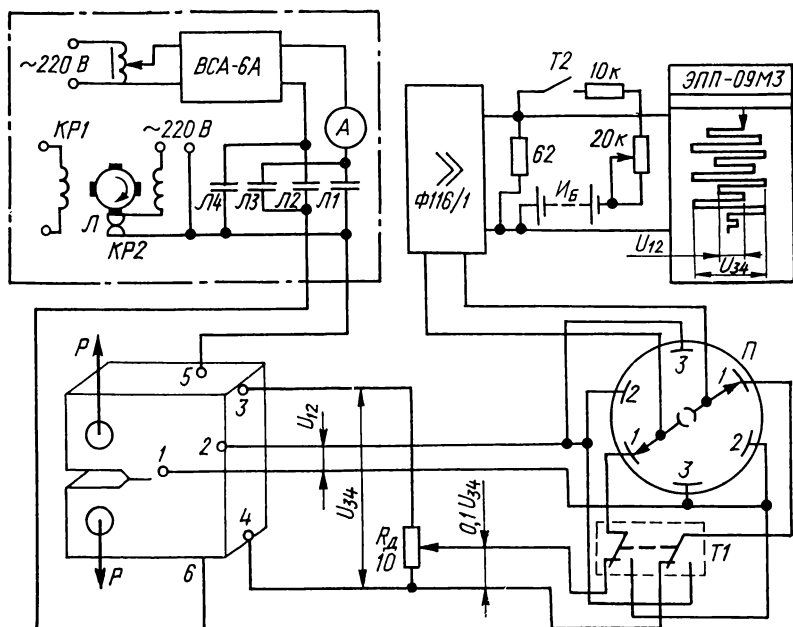


Рис. 4.35. Структурная схема установки для измерения длины усталостной трещины.

вых контактов Л1—Л4. Изменение направления тока позволяет вдвое увеличить чувствительность установки, а также избежать влияния термоЭДС.

Ток к образцу подводили в точках 5 и 6 с помощью винтовых зажимов на расстоянии 15 мм от боковых граней образца. К образцу конденсаторной сваркой приваривали четыре контакта. Два из них (1 и 2) находились на передней грани, их располагали на одной эквипотенциальной линии начального распределения потенциалов. Контакт 1 находился на 1 мм выше конца начального надреза, положение контакта 2 было на 4—5 мм выше плоскости надреза на расстоянии 1 мм от боковой грани. Контакты 3 и 4 приваривали на боковой грани на расстоянии 0,5 мм от верхней и нижней граней соответственно.

Напряжение  $U_{12}$  с потенциальных контактов поступает на переключатель каналов трехточечного потенциометра ЭПП-09. Базовое напряжение  $U_{34}$  подается сначала на делитель напряжения  $R_d$ , а затем через тумблер  $T_1$  на переключатель каналов  $\Pi$ . Когда переключатель  $\Pi$  находится в положении 2 и 3, измеряется напряжение  $U_{12}$ , в положении 1 — напряжение  $U_{34}$ . Тумблер  $T_1$  позволяет переключать на вход 1 напряжение  $U_{12}$  с одновременным отключением  $U_{34}$ . В этом случае производится непрерывная запись напряжения  $U_{12}$ .

Сигнал с переключателя  $\Pi$  идет на фотокомпенсационный усилитель Ф116/1 и затем на самопишущий потенциометр ЭПП-09. Схема смещения нуля потенциометра, состоящая из батареи  $U_B = 1,5$  В, тумблера  $T_2$  и резисторов сопротивлением 10 и 20 кОм, позволяет записывать напряжения  $U_{12}$  и  $U_{34}$  различной полярности. Диаграмма в этом случае будет иметь вид, показанный на рис. 4.35. При токе через стальной образец силой 10 А

чувствительность установки равна 10—50 в зависимости от коэффициента усиления Ф116/1.

Определив по диаграмме отношение  $U_{12}/U_{34}$  (с учетом коэффициента деления на  $R_D$ ), находят длину трещины по градуировочному графику, который представляют в виде, показанном на рис. 4.24 или 4.38. Точность определения длины трещины в основном определяется точностью градуировки. Погрешность измерений трещин в компактных образцах на описанной установке составляла  $\pm 0,3$  мм.

До сих пор в качестве меры длины трещины рассматривали напряжение между двумя определенными точками образца. Но это напряжение обусловлено изменением геометрии поля потенциалов в результате роста трещины.

Следовательно, мерой длины трещины может быть сама геометрия поля потенциалов, в частности положение некоторой выбранной эквипотенциальной линии.

Реализовать такой метод измерений можно следующим образом [17]. К образцу, как это показано на рис. 4.36, а, в строго определенных точках А и В подводят ток от некоторого источника. В окрестности трещины фиксируют точку М, в которой располагают неподвижный измерительный контакт. Перемещая вдоль кромки образца (или в другом выбранном направлении) подвижный измерительный контакт, находят такое его положение  $y_0$ , при котором напряжение  $U$  между точками М и N отсутствует, о чем могут свидетельствовать, например, нулевые показания чувствительного вольтметра. Следовательно, точки М и N находятся на одной эквипотенциальной линии.

Рис. 4.36. Схема измерения длины трещины РЭП-методом (а) и тарировочная кривая (б).

Увеличение длины трещины на  $\Delta l$  приведет к изменению геометрии поля потенциалов и к смещению эквипотенциальной линии MN, проходящей через фиксированную точку М, в положение MN'. Вольтметр покажет наличие напряжения между точками М и N. Новое положение  $y$  потенциального контакта N' находим, переместив точку N на такое расстояние  $\Delta y$ , при котором вольтметр опять будет показывать нуль. Тем самым устанавливается однозначная зависимость перемещения подвижного контакта  $\Delta y$  от прироста трещины  $\Delta l$  (статическая характеристика следающего измерительного РЭП-преобразователя  $\Delta l - \Delta y$ , показанная на рис. 4.36, б).

Полученная характеристика не зависит ни от вида материала образца, ни от температуры, ни от силы тока, протекающего по образцу. Это объясняется тем, что уравнение Лапласа, описывающее распределение потенциалов в теле с током, не содержит ни температуры, ни электропроводности материала. Увеличение длины трещины «компенсируется» перемещением подвижного контакта. Для этой «компенсации» не нужно измерять ни силу тока, ни напряжение. Они только участвуют в процессе измерений, обеспечивая однозначное сопоставление  $\Delta l$  и  $\Delta y$ , точность которого тем выше, чем больше чувствительность нуль-индикатора, больше сила тока и удельное сопротивление материала образца.

Отметим, что характеристика преобразователя нелинейна. Чувствительность несколько уменьшается с ростом трещины. Для плоского образца шириной 100 мм с центральной начальной трещиной 10 мм чувствительность  $S \approx 0,5$  при увеличении длины трещины в обе стороны на  $\Delta l \leq 20$  мм.

На рис. 4.37, а показана структурная схема установки [17], которая обеспечивает автоматическое слежение подвижным контактом N за перемещением эквипотенциальной линии MN вследствие роста усталостной тре-

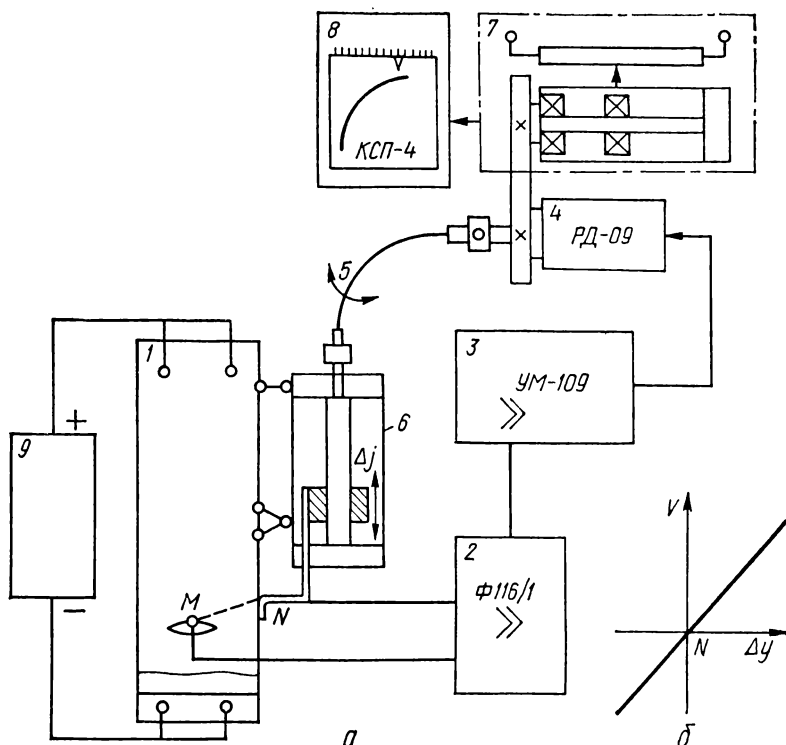


Рис. 4.37. Схема автоматического поддержания нужного положения подвижного контакта (а) и соответствующая характеристика (б).

щины. При прохождении подвижного контакта через точку  $N$  напряжение между контактами  $V$  меняет знак (рис. 4.37, б). Это напряжение используется в качестве сигнала управления, обеспечивающего непрерывное слежение контактом  $N$  за эквипотенциальной линией. Напряжение усиливается предварительным усилителем 2 (Ф116/1) и усилителем мощности 3 (УМ-109), на выходе которого подключен реверсивный двигатель 4 (РД-09). Направление вращения этого двигателя зависит от знака напряжения  $V$ . Двигатель через гибкий вал 5 и механизм 6, который устанавливается на образце 1, обеспечивает перемещение подвижного контакта вдоль кромки образца до тех пор, пока контакт не дойдет до эквипотенциальной линии  $MN$ . Положение контакта  $y$  регистрируется с помощью реохордного датчика 7 и самописца 8 (КСП-4). В качестве источника тока 9 использован двухполупериодный выпрямитель без фильтра; для питания реохордного датчика — источник питания БПНС-4. Механизм 6 перемещения подвижного контакта представляет собой струбчинку с ходовым винтом, по которому перемещается ползун с контактом.

В описанном варианте установка обеспечивает регистрацию трещин, распространяющихся со скоростью до  $0,2 \text{ мм} \cdot \text{с}^{-1}$ . Погрешность измерений при использовании градуировочного графика типа, показанного на рис. 4.36, б, равна  $0,1 \text{ мм}$  для листовых образцов толщиной  $2 \text{ мм}$  и  $0,2 \text{ мм}$  — для

компактных образцов толщиной 40 мм. Сила тока через образец составляет 5—50 А в зависимости от его поперечного сечения и материала. Изменение тока на 50 % по сравнению с номинальным практически не сказывается на точности измерений.

Метод РЭП дает экспериментатору большую свободу выбора схемы измерений не только в части вариации положения потенциальных контактов, но и по изменению расположения токовых контактов. Так, сближение токовых контактов может дать значительный выигрыш в чувствительности, если расстояние между ними будет меньше ширины образца, что обусловлено сравнительным увеличением плотности тока в этой области. Однако

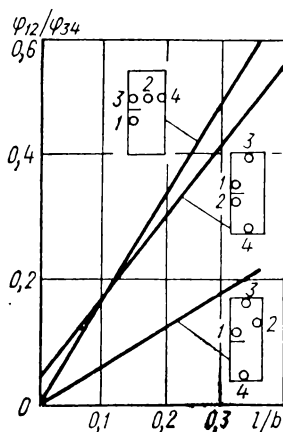


Рис. 4.38. Характеристики «продольного» и «поперечного» метода разности электропотенциалов.

еще большие возможности открываются при изменении направления тока относительно направления трещины: вместо обычного, «перпендикулярного» трещине пропускания тока можно направить ток «параллельно» линии трещины [18]. Такой «параллельный» метод РЭП обладает определенными метрологическими, конструкционными и схемными особенностями, которые в ряде случаев могут сделать его предпочтительным по сравнению с традиционным.

На рис. 4.38 сопоставлены статические характеристики традиционного одностороннего и «параллельного» РЭП-преобразователей. Они получены для образца шириной 100 мм с начальным надрезом 10 мм. В первом случае токовые контакты 3 и 4 расположены на оси образца на расстоянии 300 мм друг от друга, потенциальные контакты 1 и 2 — по обе стороны надреза на расстоянии 2 мм от его вершины, во втором случае токовые контакты 3, 4 расположены аналогично первому, а потенциальные находятся на одной эквипотенциальной линии; контакт 1 оставлен на прежнем месте, контакт 2 расположен на противоположной кромке на расстоянии 4 мм от линии продолжения надреза. В третьем случае токовые контакты 3 и 4 находились на боковых кромках образца по линии, проходящей на расстоянии 7 мм выше начального надреза, потенциальные 1 и 2 — на одной эквипотенциальной линии: контакт 2 — на линии токовых контактов на расстоянии 20 мм от левой надрезанной кромки, контакт 1 — на левой кромке на 7 мм ниже надреза.

Из рис. 4.38 следует, что чувствительность «параллельной» схемы превышает чувствительность как традиционной (примерно на 15 %), так и односторонней (в 2,5 раза). Кроме того, применение «параллельной» схемы устраняет необходимость изоляции образца от испытательной машины и приводит к резкому снижению плотности тока у кончика трещины, исключая тем самым возможное влияние тока на процесс роста трещины. Исследования показали также, что помещение образца в 3,5 %-ный раствор NaCl не приводит к заметному изменению напряжений  $\varphi_{12}$  и  $\varphi_{34}$ . Такая нечувствительность «параллельного» метода РЭП к замене изоляционной среды на проводящую может быть объяснена малой плотностью тока в электролите, заполняющем трещину, что обусловлено надлежащим расположением токовых контактов.

Так как перестройка поля электрических потенциалов в результате роста трещины происходит с очень большой скоростью, метод РЭП применим не только для измерений медленных, докритических, но и быстрых, закритических трещин, скорость которых достигает  $2 \cdot 10^3 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ . Как уже от-

мечалось, при записи таких трещин возникает проблема синхронизации начала роста трещины с работой регистрирующего прибора. Поэтому в тех случаях, когда время нагружения намного превышает время разрушения, желательно применять иные способы регистрации, в частности способ отображения траектории трещины на кривую в координатах РЭП  $\varphi_{12}$  — РЭП  $\varphi_{13}$  [19].

Для уяснения этого способа обратимся к рис. 4.39, а, где изображен образец с односторонним надрезом  $l_0$ , к которому в точках  $A_1$  и  $A_2$  подведен ток  $I$ . Потенциальные контакты 1 и 2 расположены, как в одностороннем

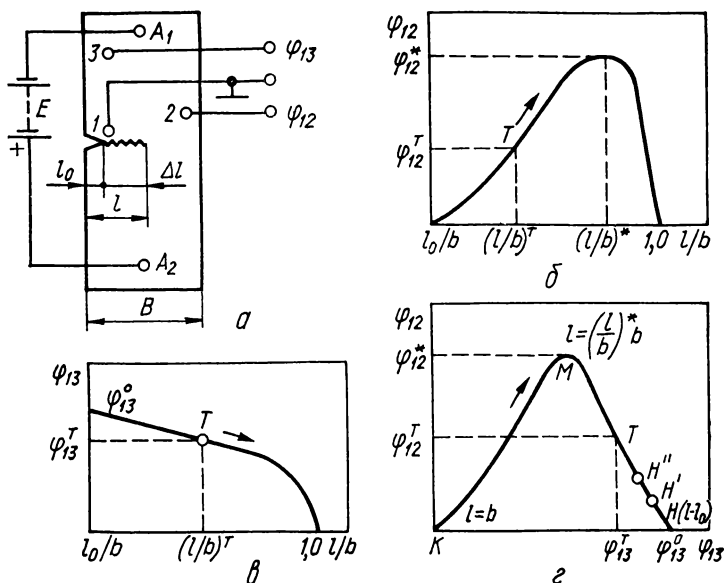


Рис. 4.39. Схема регистрации быстрых трещин (а) и ее характеристики (б, в, г).

методе РЭП, контакт 3 — над контактом 1 на расстоянии от последнего  $b/2$ . До начала роста трещины напряжения  $\varphi_{12} = 0$ ,  $\varphi_{13} = \varphi_{13}^0$ ; с началом роста трещины эти напряжения начинают изменяться, как это показано на рис. 4.39, б и в. Напряжение  $\varphi_{12}$  сначала увеличивается до  $\varphi_{12}^*$ , а затем снижается и становится равным нулю в момент разделения образца на две части ( $l = b$ ). Максимум  $\varphi_{12} = \varphi_{12}^*$  при выбранной геометрии образца и расположении токовых и потенциальных контактов соответствует строго определенному значению  $(l/b)^*$ . Напряжение  $\varphi_{13}$  с ростом трещины сначала медленно, а затем более быстро уменьшается до нуля.

Если записать кривую изменения  $\varphi_{12}$  как функцию  $\varphi_{13}$ , то она будет иметь вид, показанный на рис. 4.39, г. При увеличении длины трещины от  $l_0$  до  $l = b$  точка  $T$  будет перемещаться от точки  $H$  к точке  $K$ . В точке максимума  $M$  длина трещины достигнет значения  $l = (l/b)^* b$ . Для плоских образцов, которые широко применяются для исследований разрушения,  $(l/b)^* = 0,95$ . Поэтому для измерительных целей наибольший интерес будет представлять участок  $HM$  кривой, который соответствует изменению длины трещины от  $l_0$  до  $0,95b$ .

Для измерения динамических трещин при статическом нагружении кривую  $\Phi_{12} - \Phi_{13}$  можно регистрировать на экране электронного осциллографа. При этом, если напряжение  $\Phi_{13}$  подать на горизонтально отклоняющие пластины, а  $\Phi_{12}$  на вертикально отклоняющие, то луч будет оставаться в точке  $H$  экрана до тех пор, пока не начнется рост трещины. Это снимает задачу синхронизации начала разрушения с пуском развертки осциллографа. Для измерения времени, в течение которого луч из точки  $H$  переместится в некоторую точку  $T$ , а трещина увеличится от  $l_0$  до  $l_T$ , можно использовать модуляцию яркости луча осциллографа с определенной частотой  $f$ .

В этом случае кривая  $\Phi_{12} - \Phi_{13}$  на экране осциллографа будет выглядеть как совокупность светящихся точек, а время прохождения лучом некоторого отрезка кривой, например  $HT$ , будет равно числу ярких точек  $n$  на этом участке, деленному на частоту модуляции:  $t/\tau = n/f$ . Соответствующую длину трещины можно определить по кривой на рис. 4.39, б, которую можно рассматривать как градуировочную. Определив таким образом время и длину трещины для достаточного числа точек на осциллограмме  $\Phi_{12} - \Phi_{13}$ , получим зависимость длины трещины от времени. Дифференцирование этой зависимости дает скорость трещины как функцию времени (или длины трещины).

## 4.9. Метод вихревых токов

Метод вихревых токов (ВТ), или электроиндуктивный метод измерений размеров трещины, основан на взаимодействии трещины с замкнутыми токами, возникающими в образце при изменении пронизывающего его магнитного поля [20]. Это магнитное поле создает катушка с переменным током, находящаяся на поверхности образца так, что ее ось нормальна к образцу (накладная катушка), или расположена вокруг образца (проходная катушка). Интенсивность ВТ зависит в первую очередь от электропроводности, магнитной проницаемости и геометрии образца, а также от расстояния между

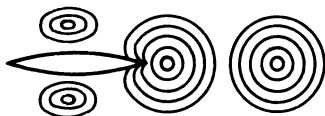


Рис. 4.40. Изолинии вихревых токов.

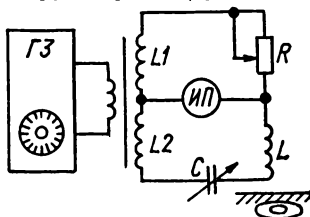


Рис. 4.41. Схема использования вихревых токов.

катушкой и поверхностью образца. Нарушения сплошности металла, к которым относятся трещины, являются препятствием для ВТ, и поэтому появление трещины под катушкой действует аналогично увеличению электропроводности материала образца. Кроме того, трещина относится к тем геометрическим факторам, которые оказывают воздействие на интенсивность ВТ.

Между ВТ и возбуждающей катушкой существует взаимодействие в изменении полного электрического сопротивления катушки. Обратное воздействие ВТ на возбуждающую катушку зависит как от силы, так и от геометрии ВТ. Например, как показано на рис. 4.40, вихревые токи, возбужденные накладной катушкой в области, удаленной от трещины, имеют вид концентрических окружностей, на кончике трещины их геометрия заметно искажается, а пересечение трещиной зоны образца с ВТ приводит к появлению двух систем концентрических ВТ. Ясно, что наибольшее воздействие окажет трещина, перпендикулярная линиям тока.



Изменение полного электрического сопротивления катушки, связанное с появлением под ней трещины, можно зафиксировать с помощью схемы, показанной на рис. 4.41. Эта схема представляет собой измерительный мост, плечами которого служат входные обмотки трансформатора  $L1$  и  $L2$ , переменный резистор  $R$  и возбуждающая катушка  $L$  с переменным конденсатором  $C$ . В качестве измерительного прибора (ИП) используется ламповый вольтметр. Частота напряжения питания моста 10—500 кГц. Балансировку моста проводят, когда катушка  $L$  установлена на бездефектный металл. Сначала с помощью конденсатора  $C$  добиваются резонанса  $\omega L = 1/\omega C$ , а затем уравнивают мост резистором  $R$ . Появление трещины под катушкой приводит к разбалансу моста; значение разбаланса связано с дли-

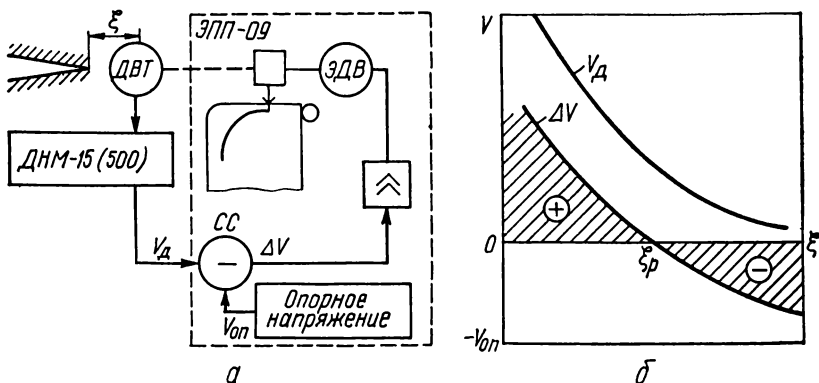


Рис. 4.42. Схема слежения датчика за вершиной трещины (а) и его характеристика (б).

ной трещины. Для измерений трещины ВТ-методом необходимо знать зависимость напряжения разбаланса от длины трещины в зоне чувствительности катушки. Чтобы получить эту зависимость аналитически, необходимо решить чрезвычайно сложную краевую задачу. Поэтому подобные зависимости находят экспериментально в процессе градуировки.

Вследствие скин-эффекта ВТ концентрируются вблизи поверхности образца. Глубина проникновения ВТ обратно пропорциональна корню квадратному из произведения частоты, магнитной проницаемости и электропроводности. Поэтому наилучшие результаты ВТ-метод дает при измерении поверхностных, несквозных трещин. Он весьма перспективен для исследования процессов зарождения и начальных стадий распространения усталостных трещин.

Диапазон измерения размера трещины при неподвижном ВТ-датчике определяется зоной его чувствительности, примерно равной диаметру возбуждающей катушки. Расширение диапазона измерений возможно при использовании ВТ-датчика в компенсационных приборах, осуществляющих автоматическое слежение ВТ-датчиком за кончиком распространяющейся трещины [21]. Схема такого прибора показана на рис. 4.42, а (см. также рис. 4.22). ВТ-датчик (ДВТ) токовихревого дефектоскопа ДНМ-15 (для алюминиевых сплавов) или ДН-500 (для сплавов титана) имеет возможность перемещаться вдоль направления роста трещины по специальным направляющим, которые устанавливаются на образце. При приближении к кончику трещины ДВТ дает сигнал  $V_d$ , который увеличивается с уменьшением расстояния  $\xi$  между датчиком и кончиком трещины (рис. 4.42, б). Сигнал поступает на схему сравнения (СС), где он сравнивается с опорным

напряжением  $V_{оп}$ . Разность сигналов  $\Delta V = V_D - V_{оп}$  усиливается и поступает на реверсивный двигатель (ЭДВ), который приводит в движение ДВТ. Если  $\Delta V > 0$ , то ДВТ удаляется от кончика трещины, при  $\Delta V < 0$  ДВТ приближается к кончику трещины. При  $\xi = \xi_p$  сигнал рассогласования  $\Delta V = 0$ . Это то расстояние, которое автоматически поддерживается постоянным при движении трещины. Следовательно, запись перемещения датчика представляет одновременно и запись движения кончика трещины. Погрешность измерений длины трещины описанным способом не превышает 0,3 мм.

В описанной установке в качестве схемы сравнения, привода и самописца одновременно использовали стандартный потенциометр ЭПП-09. Перемещение ДВТ осуществлялось с помощью капронового тросика, соединенного с тросиком привода пишущей каретки прибора.

Для измерения длины центральных трещин в плоских образцах установка снабжалась программным устройством, обеспечивающим перевод датчика с одного конца трещины на другой через заданный промежуток времени. В этом случае диаграмма записи роста трещины имеет вид расширяющейся полосы, идущей по оси диаграммной бумаги.

Описанный принцип построения следящих приборов с ВТ-датчиками использован фирмой MTS (США) в серийных приборах для измерения длины трещин.

#### 4.10. Магнитные методы

Магнитное поле в образце или детали из ферромагнитного материала при наличии в нем неоднородности в виде трещины, расположенной нормально к направлению поля, претерпевает рассеяние на трещине, в результате которого поле в области трещины выходит из образца (рис. 4.43, а). Длина «магнитного валика» над трещиной равна длине трещины по поверхности образца. Таким образом, взаимодействие трещины с магнитным полем приводит к возможности измерений вместо длины трещины длины «магнит-

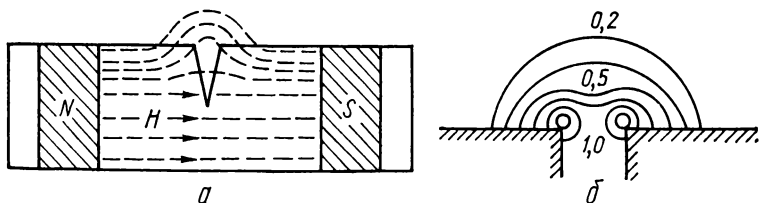


Рис. 4.43. Магнитные линии в образце (а) и около кромок трещины (б).

ного валика». При наклонном по отношению к направлению магнитного поля расположении трещины рассеяние поля и, следовательно, чувствительность снижаются. Трещины, параллельные силовым линиям магнитного поля, не взаимодействуют с ним совсем. Напряженность магнитного поля на кромках трещины тем выше, чем острее кромки (рис. 4.43, б).

Для обнаружения «магнитного валика» необходимо, чтобы рассеянное трещиной магнитное поле провзаимодействовало с магнитным материалом в виде порошка или магнитной головкой, перемещающейся по поверхности образца. В дефектоскопии для визуализации «магнитного валика» наиболее часто применяют тонкодисперсные магнитные порошки — как сухие, так и взвешенные в жидкости. Магнитный порошок притягивается и удерживается в местах выхода магнитного поля из образца, создавая видимую порошковую фигуру, по форме воспроизводящую геометрию трещины на

поверхности образца. Порошковый метод имеет определенные преимущества перед визуальными методами применительно к трещинам с сомкнутыми берегами, плохо различаемым даже вооруженным глазом. Однако он применим лишь для очень медленных трещин и очень неудобен для измерения в процессе испытаний.

Поэтому определенные преимущества имеет метод феррографии [22], в основе которого лежит принцип записи на магнитную пленку трещины способом, используемым для магнитной записи звука в магнитофонах, с тем отличием, что в качестве магнитной головки применяется исследуемый образец, а в качестве рабочей щели — трещина. Запись производится при непосредственном контакте магнитной пленки с поверхностью образца в момент импульсного намагничивания последнего. В результате на пленку воздействует поле, локализованное в месте нахождения трещины и намагничивающее только ту область пленки, которая примыкает к трещине. После снятия магнитного поля на пленке остается скрытый магнитный штрих, повторяющий один к одному размер и форму поверхностной трещины. Это скрытое изображение можно проявить с помощью магнитного порошка.

Как уже отмечалось, для получения большей чувствительности и более четких изображений трещины последняя должна иметь острые кромки, примыкающие к пленке. Пластическая деформация приводит к утяжкам, скруглению кромок и отходу от пленки. В связи с этим решающее значение приобретает надежный контакт пленки с поверхностью образца, что легче осуществляется при использовании эластичной пленки.

Для записи на магнитную пленку распространяющихся трещин необходимо, чтобы пленка перемещалась относительно образца, например в направлении, перпендикулярном росту трещины, как это показано на рис. 4.44. При импульсном намагничивании или циклическом перемагничивании образца с известной частотой  $f$ , получаем на пленке ряд последовательных скрытых магнитных изображений (МИ) или «кадров» растущей трещины, отстоящих друг от друга на расстояние  $L = v_n/f$ , где  $v_n$  — скорость пленки.

Для получения метки МИ растущей трещины на пленке необходимо, чтобы за время, равное длительности магнитного импульса  $\tau_m$ , перемещением пленки и увеличением трещины можно было пренебречь. Соответствующее условие имеет вид

$$\tau_m f \ll 1. \quad (4.39)$$

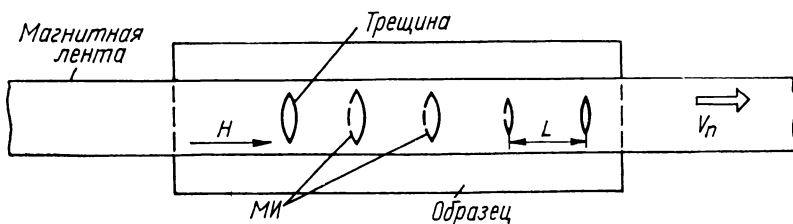


Рис. 4.44. Принципиальная схема метода феррографии.

Возможен вариант установки, где пленка перемещается в направлении роста трещины. В этом случае можно проще осуществить протяжку пленки по поверхности образца. Однако первый вариант обладает неоспоримым преимуществом в том случае, если нужно получить возможно большее число изображений в единицу времени при заданной скорости движения пленки  $v_n$ . Так, посредством магнитной феррографии неподвижной усталостной трещины при перемагничивании образца переменным током с частотой 1 кГц было установлено, что наибольшая разрешающая плотность кадров равна 25—30 на 1 мм пленки. При такой плотности кадры еще свободно разли-

чаются после «проявления» магнитным порошком при наблюдении в инструментальный микроскоп. Следовательно, при скорости пленки  $v_n = 20 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$  может быть достигнута скорость «магнитной съемки» до  $500\,000 \text{ кадр} \cdot \text{с}^{-1}$ . Заметим, что при обычной киносъемке кадр занимает не менее 5 мм, что при той же скорости движения киноленты дает скорость киносъемки всего  $4000 \text{ кадр} \cdot \text{с}^{-1}$ , т. е. в 100 раз меньшую.

На рис. 4.45 показана схема экспериментальной установки для изучения кинетики роста трещин методом феррографии [22]. Магнитная перфорированная пленка 1 шириной 35 мм в виде кольца проходит по направляю-

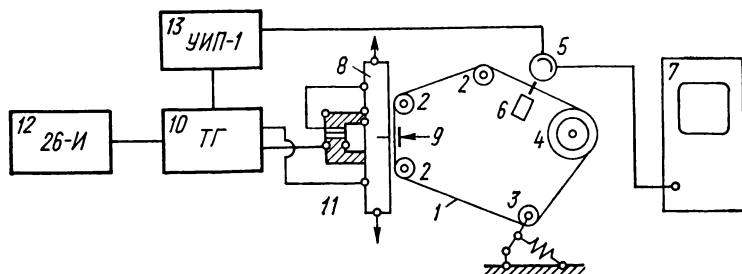


Рис. 4.45. Структурная схема установки для записи длины трещины методом феррографии.

щим роликам 2, натяжному ролику 3 и ведущему зубчатому барабану 4, установленному на валу электродвигателя, развивающего скорость до  $250 \text{ с}^{-1}$ . Изменение скорости вращения двигателя осуществляли регулировкой напряжения питания. Для получения медленного движения пленки ведущий барабан 4 приводили в движение от редуктора диаграммного аппарата самописца типа ЭПП-09. Тем самым получали возможность изменения скорости движения пленки от  $60 \text{ мм} \cdot \text{ч}^{-1}$  до  $30 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ . Прижимное устройство 9 обеспечивало непрерывный контакт пленки с поверхностью образца 8. Скорость пленки в диапазоне  $1\text{—}30 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$  измеряли с помощью фотоумножителя 5 типа ФЭУ-2, на фотокатод которого попадал луч света от подсветки 6, проходящей через отверстия перфорации пленки. При движении пленки на выходе фотоумножителя появлялся переменный сигнал с частотой  $v_n/l_n$ , где  $l_n$  — расстояние между соседними перфорациями. Частоту сигнала измеряли с помощью осциллографа 7. Импульсное намагничивание образца проводилось П-образным электромагнитом 11, обмотка которого через образец, изолированный от испытательной машины, включалась в катушечную цепь тиратронного генератора 10. Тиратрон управлялся импульсами от задающего генератора 12. Питание тиратрона и фотоумножителя осуществлялось от универсального источника питания 13.

Описанная установка применялась как для исследований роста трещины при статическом нагружении, так и для исследований усталостного разрушения. Несомненно, что она пригодна для регистрации трещин замедленного разрушения в образце под действием постоянной нагрузки.

Эффект взаимодействия магнитного поля с быстро распространяющейся трещиной может быть обнаружен с помощью магнитных индукционных датчиков, представляющих собой катушки на П-образных сердечниках (рис. 4.46). В случае намагничивания образца дополнительным электромагнитом или постоянным магнитом сердечник датчика можно набрать из пла-

стин трансформаторного железа (рис. 4.46, а). Однако в качестве сердечника датчика можно использовать и постоянный магнит (рис. 4.46, б). При прохождении кончика трещины между полюсами датчика происходит изменение магнитного потока по сердечнику датчика, что вызывает появление в обмотке индуцированной ЭДС, которая быстро нарастает во время движения кончика трещины между полюсами. Магнитные датчики такого типа можно использовать в качестве сигнальных. Расположив достаточное число датчиков на пути следования трещины и объединив их по схеме, показанной на рис. 4.48, можно измерить среднюю скорость трещины на каждом участке между соседними датчиками. Такие установки использовались для измерения скорости роста хрупкой трещины в стальных плитах шириной до 1000 мм.

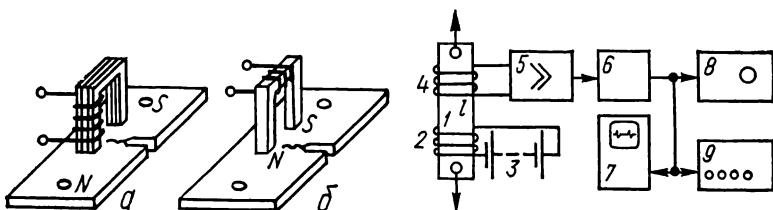


Рис. 4.46. Индукционные датчики на электромагните (а) и постоянном магните (б).

Рис. 4.47. Схема установки, основанной на регистрации скачков магнитного поля.

Время разрушения  $\tau_p$  образца из хрупкого материала и, следовательно, среднюю скорость трещины на расстоянии, равном ширине образца, можно измерить, если зафиксировать момент резкого ускорения трещины и момент окончательного разделения образца на части.

К магнитным методам исследования процессов разрушения можно отнести методы, основанные на использовании эффекта Баркгаузена — скачкообразном изменении намагниченности ферромагнитных веществ при непрерывном изменении внешних условий, например магнитного поля. Отдельный скачок Баркгаузена соответствует изменению намагниченности в очень малом объеме ( $10^{-3}$ — $10^{-6}$  мм<sup>3</sup>). Причиной эффекта Баркгаузена являются различного рода неоднородности в кристаллической структуре ферромагнетика (включения, остаточные напряжения, нарушения сплошности и т. п.), препятствующие перестройке магнитной структуры. Существенно, что скачкообразное изменение намагниченности в отдельных областях ферромагнетика может быть вызвано изменением упругих напряжений, под действием которых происходит перераспределение устойчивых положений границ между этими областями. Последнее обстоятельство имеет решающее значение, так как распространение трещины сопровождается упругой разгрузкой областей, в которые входит кончик трещины. Следовательно, если ферромагнитный образец намагнитить до насыщения, то распространение трещины будет сопровождаться скачкообразным изменением намагниченности в областях, примыкающих к кончику трещины.

Схема установки для изучения процессов разрушения ферромагнитных материалов с использованием эффекта Баркгаузена показана на рис. 4.47 [23]. На образец 1 помещены две катушки: намагничивающая катушка 2 (150 витков), по которой идет постоянный ток от аккумулятора 3, и катушка-датчик 4 (4000 витков), находящаяся на образце в области трещины. Образец из хрупкого материала (сталь с твердостью  $HRC \geq 45$  и содержа-

нием углерода 0,9 %) нагружали циклической нагрузкой с частотой 30 Гц. Усталостная трещина распространяется скачками, во время которых скорость может достигать значений, соизмеримых со скоростью звука в данном материале. Следовательно, распространение трещины сопровождается быстрой перестройкой упругого поля и быстрым изменением намагниченности в областях, примыкающих к трещине. Это приводит к появлению в катушке-датчике достаточно больших импульсов. Эти импульсы после усиления усилителем 5 проходят через систему фильтров 6 для подавления помех. Затем импульсы подаются на осциллограф 7 для непосредственного наблюдения, а также могут быть просуммированы счетчиком 8. Частотомер 9 используют для измерения частоты следования магнитных импульсов.

## 4.11. Метод сигнальных датчиков

Метод заключается в том, что трещина на своем пути поочередно воздействует на сигнальные датчики (СД), расположенные на пути следования трещины (рис. 4.48). В момент достижения СД кончиком трещины он дает сигнал, который регистрируется прибором, позволяющим определить время появления этого сигнала, например осциллографом. В качестве СД можно

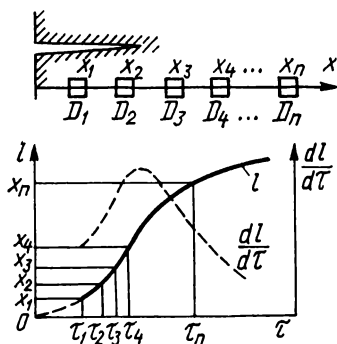


Рис. 4.48. Способ регистрации длины трещины сигнальными датчиками.

использовать тонкие проводники, обрываемые трещиной, магнитные, токовихревые, ультразвуковые и прочие датчики. Необходимо только, чтобы зона чувствительности СД была мала по сравнению с расстоянием между соседними СД. Желательно также, чтобы сигналы СД содержали

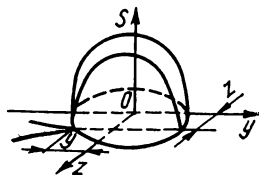


Рис. 4.49. Характеристика сигнального датчика.

некоторый характерный элемент, например крутой фронт или резкий максимум, по появлению которого можно с большей точностью вести отсчет времени.

Определив время  $\tau_i$  появления сигнала от каждого СД и зная их положение  $x_i$  на образце, можно построить зависимость длины трещины от времени, а также кривую средней скорости трещины на интервале между СД. Простейший способ построения этих кривых показан на рис. 4.48.

Точность измерений методом СД во многом зависит от статической характеристики применяемых датчиков, которую в данном случае следует рассматривать не как линию, а как поверхность

$$S = S(y, z), \quad (4.40)$$

где  $y$  — расстояние кончика трещины от центра СД, а  $z$  — смещение направления роста трещины от центра СД (рис. 4.49). Желательно, чтобы не только размеры этой поверхности по оси были минимальны, но и чтобы функция

$S(y, z)$  слабо зависела от  $z$ . Тогда вид сигнала от СД останется тем же, если трещина несколько отклонится от направления своего развития и пройдет мимо центра датчика. Такой характеристикой обладают сигнальные проводники, укрепленные на поверхности образца. Но в случае их использования для исследований разрушения металлов необходима изолирующая подложка. Неправильный выбор подложки может привести к значительной неопределенности местоположения датчика: более хрупкая подложка, разрушающаяся скорее, чем образец, приведет к эффективному смещению СД в направлении от трещины, слишком пластичная — в направлении к трещине.

Токовыххревые и магнитные СД имеют значительную зону чувствительности, обычно превышающую размеры области их контакта с образцом.

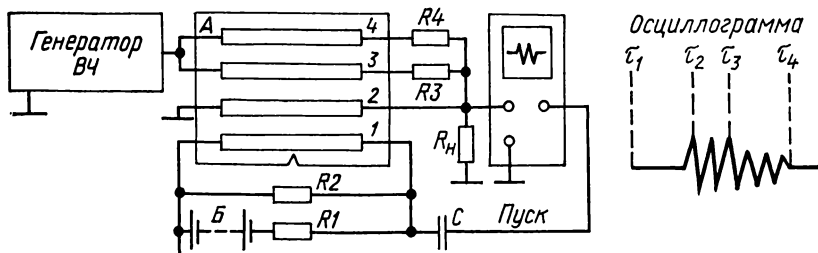


Рис. 4.50. Схема установки с разрывающимися датчиками.

Чувствительность магнитных датчиков зависит также от скорости трещины.

Наибольшее применение нашли СД в виде тонких проводников, наносимых самым разнообразным способом на поверхность образца (напыление металла в вакууме, токопроводящая бумага или краска, тонкие проволоочки и т. д.). Рассмотрим одну из возможных измерительных многоканальных схем с разрывными СД, показанную на рис. 4.50. Образец из оргстекла, нагружаемый по схеме изгиба сосредоточенной силой  $P$ , несет на себе четыре серебряные полоски шириной 0,5 мм, напыленные в вакууме через соответствующий шаблон. Первая сигнальная полоска расположена непосредственно над надрезом, остальные идут следом с известным шагом  $L$ .

Первая полоска шунтирует резистор  $R_2$ , который вместе с резистором  $R_1$  составляет нагрузку источника постоянного напряжения  $Б$ . Вторая полоска шунтирует резистор  $R_3$ , напряжение с которого подается на электронно-лучевой осциллограф ОК-17М. Напряжение от генератора с частотой 1 МГц подается на полоски 3 и 4.

При разрыве полоски 1 в момент времени  $\tau_1$  напряжение в точке А скачком изменяется от 0 до 10—20 В и происходит запуск развертки осциллографа. Разрыв полоски 2 в момент  $\tau_2$  приводит к появлению на входе осциллографа напряжения с частотой 1 МГц. Разрыв полоски 3 уменьшает амплитуду этого напряжения вдвое ( $\tau_3$ ) и, наконец, разрыв полоски 4 отключает генератор от осциллографа ( $\tau_4$ ). В результате получают осциллограмму, показанную справа на рис. 4.50. По этой осциллограмме можно измерить время между разрывами соседних полосок и определить среднюю скорость роста трещины на этом пути.

Несомненным преимуществом приборов с разрывными СД является их простота и надежность. Основное, что препятствует их еще более широкому использованию, это — необходимость применения изолирующей подложки между металлическим образцом и датчиком. В результате появляются по крайней мере две границы раздела — между образцом и подложкой и между подложкой и сигнальным проводником, т. е. сигнал появляется после трех разрывов: материала образца под нитью, подложки и самой нити. Это

приводит к значительным погрешностям измерения, особенно для пластичных материалов, в которых разделению материала предшествует значительная утяжка и возможно отслоение подложки от поверхности образца.

## 4.12. Фрактографические методы

Излом разрушенного образца или детали содержит в неявном, «зашифрованном» виде информацию о процессах разрушения, приведших к образованию поверхности излома. Методы изучения процессов разрушения, непосредственно связанные с анализом изломов или измерениями на изломах, называются фрактографическими. При этом необходимо помнить, что вид и строение излома отражает не только структуру материала, но и те взаимодействия, которые претерпевает трещина с упругими волнами, возникающими в результате ее роста.

Опытный исследователь по ряду признаков на изломе может определить вид разрушения — хрупкое, пластичное или усталостное. Как правило,

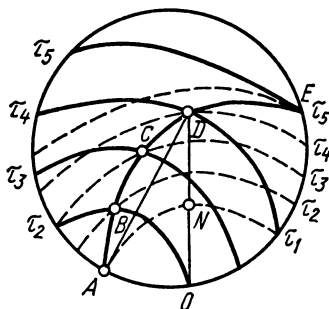


Рис. 4.51. Схема образований линий Вальнера.

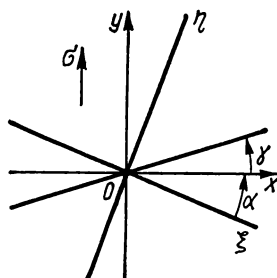


Рис. 4.52. Координатная система в вершине движущейся трещины.

хрупкому разрушению, протекающему со скоростью  $\sim 1000 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ , соответствует блестящий кристаллический излом, пластичному, медленному разрушению соответствует матовый, волокнистый излом. Для усталостного излома характерно наличие усталостных бороздок или линий. По излому можно определить место начала (очаг) разрушения, направление роста трещины, зону окончательного дорыва.

Получение количественной информации о кинетике разрушения затруднено из-за отсутствия на изломе «шкалы времени». Однако в ряде случаев ее можно восстановить. Классическим примером этого служит метод линий Вальнера (ЛВ), возникающих на поверхности излома хрупких материалов типа стекла в результате взаимодействия фронта трещины с упругой волной [24].

Установлено, что хрупкая трещина в стекле распространяется в направлении, перпендикулярном действующему в данный момент в ее вершине максимальному главному растягивающему напряжению. Если напряжения изменяются в пространстве и времени, то трещина меняет свое направление, «отображая» таким образом на поверхности излома протекающие в теле упругие процессы. Но распространение упругих волн происходит с известной скоростью, поэтому и появляется возможность восстановления «шкалы времени» для процесса разрушения.



Рис. 4.51, представляющий собой изображение излома круглого стержня, поясняет процесс возникновения ЛВ. Разрушение началось в точке  $O$ , где на изломе обычно виден очаг разрушения в виде гладкого зеркального пятна. Моментом времени  $\tau_2 - \tau_3$ , следующим с равными интервалами, соответствует пять положений фронта трещины (пять штриховых концентрических окружностей). В момент времени  $\tau_1$  трещина достигает точки  $A$ , в которой имеется поверхностный случайный или искусственный дефект. В момент достижения трещиной дефекта  $A$  происходит резкое высвобождение энергии упругой деформации, сконцентрированной около поверхности дефекта, в результате чего возникает упругий импульс, который начинает распространяться в виде упругой волны. Четыре сплошных концентрических окружности соответствуют положениям фронта поперечной упругой волны в моменты времени  $\tau_2 - \tau_3$ . Анализ показывает, что одновременно возникающие продольные волны не взаимодействуют с фронтом трещины и поэтому они на рис. 4.51 не показаны. Встреча фронта трещины с фронтом поперечной упругой волны происходит вдоль линии  $ABCDE$ . На этой линии происходит изменение направления максимального растягивающего напряжения, в результате чего на некоторое время, соответствующее длительности упругого импульса, изменяется направление разрушения и на поверхности излома образуется ступенька — ЛВ.

ЛВ всегда имеют вид кривых, вогнутых со стороны фокуса излома  $O$ , что облегчает определение его местоположения. Выход ЛВ на поверхность образца, ближайшую к точке  $O$ , определяет местонахождение дефекта  $A$ . Скорость трещины в направлении прямой, соединяющей фокус излома  $O$  с точкой на линии Вальнера, например точкой  $D$ , можно определить из следующих соображений.

Очевидно, что трещина пройдет путь, равный отрезку  $ND$  за то же время, за которое упругая волна пройдет путь  $AD$ . Если скорость трещины  $v$ , скорость поперечной волны  $c_2$ , то

$$\frac{DN}{v} = \frac{OD - OA}{v} = \frac{AD}{c_2}$$

$$\text{и } v = c_2 \left( \frac{AD}{OD - OA} \right), \quad (4.41)$$

так как  $ON = OA$  и  $DN = OD - OA$ . Следовательно, для определения средней скорости на отрезке  $ND$  необходимо знать скорость упругой волны  $c_2$  и измерить по излому длину сторон треугольника  $OAD$ .

Предположим, что трещина распространяется в направлении  $x$  под действием напряжения  $\sigma$ , действующего в направлении  $y$  (рис. 4.52). Пусть одновременно в направлении оси  $\xi$ , координатной системы  $(\xi, \eta)$ , повернутой на угол  $\alpha$  относительно системы координат  $(x, y)$ , распространяются упругие колебания с частотой  $\nu$ . Тогда, как показывает анализ [24], в каждый момент времени  $t$  направление роста трещины составляет с осью  $x$  угол  $\gamma$ :

$$\gamma = \frac{1}{\sigma} \sin(k\xi - \omega t) \begin{cases} \sigma_0 \sin 2\alpha \\ \tau_0 \cos 2\alpha \end{cases} \quad (4.42)$$

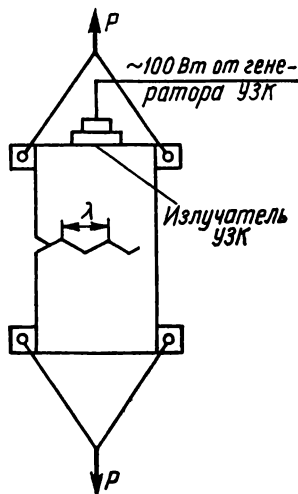


Рис. 4.53. Схема установки для модуляции поверхности трещины в хрупком аморфном материале.

где  $\sigma_0$  и  $\tau_0$  — амплитуда напряжений в продольной и поперечной волне,  $\omega = 2\pi\nu$ ,  $k = 2\pi/\lambda$ ,  $\lambda$  — длина волны. В результате поверхность излома оказывается промодулированной с длиной волны модуляции

$$\lambda_\mu = v/v, \quad (4.43)$$

где  $v$  — скорость трещины.

Возможность модуляции трещин упругой волной впервые была показана Керкхофом [24], который использовал взаимодействие ультразвуковой упругой волны с трещиной, отраженное на поверхности излома, для определения ее скорости. Его установка для определения скорости трещин в стеклах показана на рис. 4.53. Стеклянная пластина длиной 20 см и сечением 1 см<sup>2</sup> нагружалась растягивающей нагрузкой  $P$ . На верхнем торце пластины имелся излучатель поперечных УЗ-волн, распространяющихся вдоль оси образца (угол  $\alpha = 90^\circ$ ). Плоскость поляризации волн совпадает с плоскостью чертежа. Направление максимального растягивающего напряжения периодически изменяется с частотой  $\nu$ , которая обычно близка  $\nu = 5$  МГц. В результате излом оказывается промодулированным на глубину до 1 мкм. При скорости роста трещины  $1000 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$  длина волны модуляции (расстояние между горбами на изломе) была около 0,2 мм и хорошо различалась даже невооруженным глазом.

Уравнение (4.43) справедливо при  $\alpha = 90^\circ$ . В общем случае

$$v = \left[ \frac{1}{\nu\lambda_\mu} + \frac{1}{v_b} \cos \alpha \right]^{-1}, \quad (4.44)$$

где  $v_b$  — скорость распространения УЗ-колебаний. Из уравнения (4.44) следует, что

$$\frac{\Delta v}{v} = \frac{\lambda_\mu}{\lambda_b} |\Delta \alpha| = \frac{v}{v_b} |\Delta \alpha| \leq \frac{1}{2} |\Delta \alpha|, \quad (4.45)$$

так как скорость трещин не может быть больше половины скорости поперечных упругих волн. Таким образом, отклонение от прямого угла ( $\alpha = 90^\circ$ ) на  $1^\circ$  влечет за собой ошибку в определении скорости  $\pm 0,9\%$ .

Описанным методом были измерены скорости разрушения неорганических и органических стекол в диапазоне от 100 до  $2700 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ . Очевидно, что метод УЗ-модуляции более универсален, чем ЛВ-метод, так как воздействие на трещину носит регулярный, а не случайный характер, и это воздействие может регулироваться экспериментатором. Метод УЗ-модуляции неприменим для металлических материалов, где процессы роста трещин сопровождаются энергоемкими процессами пластической деформации. Кроме того, конструкционные материалы обладают сложной структурой, препятствующей макроскопической модуляции трещин (или образованию ЛВ). Лишь на поверхностях разрушения очень хрупких включений в металлических материалах, например интерметаллидных фаз в алюминиевых и титановых сплавах, наблюдаются микроскопические ЛВ [25].

Модуляция поверхности излома может происходить также за счет циклического изменения внешней нагрузки, действующей на образец. Фрактографический анализ усталостных изломов показал, что на некоторых участках изломов существуют бороздки, создающие периодическую структуру излома с шагом порядка 1 мкм. Они характерны для I и II стадий усталостного разрушения.

Исследования показали, что на первой стадии разрушения ширина бороздки (шаг) больше скорости трещины, на последующей стадии ширина

бороздки совпадает со скоростью трещины, а затем становится меньше. В то же время несомненно, что усталостные бороздки дают достаточно точную оценку скорости усталостного разрушения (шаг на один цикл) в микрообластях, и эта оценка не может совпадать со скоростью макроскопической усталостной трещины из-за нерегулярного продвижения фронта трещины на его отдельных участках.

Изменение режима усталостного нагружения, например снижение размаха действующей циклической нагрузки, приводит к изменению скорости усталостной трещины, что находит отражение в виде макроскопических усталостных линий. Многократное изменение режима приводит к появлению на поверхности излома целого ряда этих линий. Измерения расстояния между линиями  $\Delta l$  при известном числе циклов между изменениями режима нагружения  $\Delta N$  дают среднюю скорость усталостной трещины  $\Delta l / \Delta N$  на этом участке. Усталостные макроскопические линии используются также для градуировки приборов и установок для измерения длины трещины.

## К гл. 1

1. *Standard method of test for plane-strain fracture toughness of metallic materials* // Annual Book of standards.— Philadelphia: ASTM E399—74, 1974.— 432 p.
2. *РД—50—260—81*. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении.— М.: Изд-во стандартов, 1982.— 56 с.
3. *ГОСТ 25.506—85*. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.— М.: Изд-во стандартов, 1985.— 62 с.
4. *Фридман Я. Б.* Механические свойства металлов: В 2-х т.— М.: Машиностроение, 1974.— Т. 1. 472 с; Т. 2. 368 с.
5. *Махутов Н. А., Морозов Е. М.* Методы испытаний в механике разрушения // Завод. лаб.— 1982.— № 2.— С. 105—109.
6. *Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов: Справ. пособие* / Под ред. А. Т. Туманова.— М.: Машиностроение, 1979.— Т. 2. 320 с.
7. *Дроздовский Б. А., Морозов Е. М.* О двух механических характеристиках, оценивающих сопротивление разрушению // Завод. лаб.— 1971.— № 1.— С. 78—89.
8. *Дроздовский Б. А., Морозов Е. М.* Методы оценки вязкости разрушения // Там же.— 1976.— № 8.— С. 995—1004.
9. *Марковцев В. М., Морозов Е. М.* Метод разгрузки в экспериментальной механике разрушения // Физ.-хим. механика материалов.— 1978.— № 1.— С. 12—22.
10. *Марковцев В. М., Морозов Е. М.* Работа разрушения и работа пластической деформации в испытаниях на вязкость разрушения // Там же.— 1978.— № 6.— С. 71—74.
11. *Марковцев В. М., Морозов Е. М.* Энергетические соотношения при деформировании образца с трещиной / Пробл. прочности.— 1980.— № 5.— С. 66—74.
12. *Марковцев В. М., Морозов Е. М.* Энергетические соотношения при деформировании образца с трещиной // Там же.— 1982.— № 4.— С. 60—64.
13. *J-integral estimation procedure* / R. I. Bussi, P. C. Paris, I. D. Landes, J. R. Rice // Fracture Toughness.— Philadelphia: ASTM STP 514, 1972.— P. 40—69.
14. *Rice J. R., Paris P. C., Merkle J. C.* Some further results of J-integral analysis and estimates // Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing.— Philadelphia: ASTM STP 536, 1973.— P. 231—245.

15. *Георгиев М. Н., Морозов Е. М.* О достоверности определения  $K_{Ic}$  с помощью  $J$ -интеграла // Завод. лаб.— 1980.— № 3.— С. 273—277.
16. *Один подход к учету криволинейности фронта сквозной трещины в пластинах / А. Н. Васютин, Б. А. Дроздовский, М. П. Марковец, Н. А. Махутов // Там же.— 1978.— № 9.— С. 1122—1124.*
17. *Dowling A. R., Townley C. H. A.* The effect of defects on structural failure: a two-criteria approach // Int. J. Pressure Vessels and Piping.— 1975.— N 2.— P 77—107.
18. *Махутов Н. А.* Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность.— М.: Машиностроение, 1981.— 272 с.
19. *Макклиток Ф.* Пластические аспекты разрушения // Разрушение / Под ред. Г. Либовица.— М.: Мир, 1976.— Т. 3.— С. 67—262.
20. *Морозов Е. М., Черныш Т. А., Воробьева Л. Ю.* МКЭ расчет коэффициента интенсивности напряжений для ДКБ-образцов // Прочность и долговечность материалов и конструкций атомной техники.— М.: Энерготрансиздат. 1982.— С. 72—75.
21. *Браун У., Сроули Дж.* Испытания высокопрочных металлических материалов на вязкость разрушения при плоской деформации / Пер. с англ. под ред. Б. А. Дроздовского, Е. М. Морозова.— М.: Мир, 1972.— 246 с.
22. *Смоленцев В. И., Кудряшов В. Г.* Методика многократного определения вязкости разрушения на одном образце // Завод. лаб.— 1972.— № 6.— С. 731—734.
23. *Панасюк В. В., Ковчик С. Є.* Визначення інтенсивності енергії руйнування твердих тіл // Прикладна механіка.— 1963.— 9, № 2.— С. 183—189.
24. *Бюккнер Х. Ф.* // Прикладные вопросы вязкости разрушения.— М.: Мир, 1968.— С. 139—140.
25. *Парис П., Си Дж.* Анализ напряженного состояния около трещин // Прикладные вопросы вязкости разрушения.— М.: Мир, 1968.— С. 64—136.
26. *Irwin G. R.* Supplement to: notes for may 1961 meeting of ASTM committee for fracture testing of high-strength metallic materials.— Washington.— 1961.— P. 97—101.
27. *Lubahn J. D.* Experimental determination of energy release rate for notch bending and notch tension // Proc. ASTM.— 1959.— 59,— P. 885—913.
28. *Ярема С. Я.* Коэффициенты интенсивности напряжений для цилиндрических образцов с наружной трещиной переменной глубины // Физ.-хим. механика материалов.— 1970.— № 1.— С. 87—89.
29. *Report of special ASTM committee // Mat. Res. and Standards.— 1962.— N 2.— 21 p.*
30. *Wundt B. M.* A unified interpretation of room temperature strength of notch specimens as influenced by their size // ASTM. Metals Engineering Conference. 1959. paper 59 — Met — 59.
31. *Получение предельно-острого кольцевого концентратора на цилиндрических образцах / В. А. Бурнос, Т. Л. Бейлинова, В. Н. Фейглин и др. // Завод. лаб.— 1972.— № 2.— С. 242—246.*
32. *Романив А. Н., Крипьякевич Р. И.* Образование кольцевых трещин на цилиндрических образцах, предназначенных для оценки сопротивления распространению трещин // Там же.— 1972.— № 6.— С. 738—740.
33. *Хариш Е. Л., Ярема С. Я.* Создание кольцевой трещины ударно-усталостным изгибом // Физ.-хим. механика материалов.— 1968.— № 6.— С. 741—742.
34. *Эйзенштадт Р., Фуллер У. Д.* Получение данных о распространении трещины при испытаниях на изгиб вращающихся образцов посредством

- прерывистого нагружения // Теоретические основы инженерных расчетов.— 1970.— 92, № 1.— Сер. Д.— С. 87—89.
35. Панасюк В. В., Андрейкив А. Е., Ковчик С. Е. Методы оценки трещиностойкости конструкционных материалов.— Киев: Наук. думка, 1977.— 276 с.
  36. Панасюк В. В., Ковчик С. Е., Когут Н. С. Об одном способе образования поверхностных осесимметричных трещин в цилиндрических образцах // Физ.-хим. механика материалов.— 1972.— № 2.— С. 95—97.
  37. Ковчик С. Е. Экспериментальное определение плотности энергии разрушения закаленной стали // Вопросы механики реального твердого тела.— 1964.— Вып. 2.— С. 172—175.
  38. Определение глубины кольцевой трещины электромагнитным методом / В. В. Панасюк, А. Е. Тетерко, В. Н. Учанин и др. // Физ.-хим. механика материалов.— 1977.— № 6.— С. 80—84.
  39. Андрейкив А. Е., Ковчик С. Е., Панасюк В. В. Определение вязкости разрушения  $K_{Ic}$  при статическом нагружении. Рекомендации по стандартизации.— Львов, 1976.— 20 с.— (Препринт / АН УССР. Физ.-мех. ин-т.; № 1).
  40. Панасюк В. В., Ковчик С. Е., Нагирный Л. В. К вопросу о методах определения сопротивления материалов распространению трещины // Физ.-хим. механика материалов.— 1973.— № 2.— С. 75—79.
  41. Панасюк В. В. Определение критической нагрузки для пластины с трещиной // Вопросы механики реального твердого тела.— 1962.— Вып. 1.— С. 57—62.
  42. Дацышин А. П. О предельном равновесии полуплоскости с поверхностной трещиной // Физ.-хим. механика материалов.— 1969.— № 6.— С. 746—748.
  43. Либайский Л. Л., Ковчик С. Е. О разрушении дисков с трещинами // Там же.— 1967.— № 4.— С. 458—464.
  44. Либайский Л. Л. Разрыв сосредоточенными силами диска с внешней трещиной // Там же.— 1971.— № 6.— С. 89—92.
  45. О методах оценки склонности конструкционных материалов к хрупкому разрушению / В. В. Панасюк, С. Е. Ковчик, Н. С. Когут, Л. В. Нагирный // Тр. Всесоюз. науч.-техн. конф. «Работоспособность машин и конструкций в условиях низких температур. Холодостойкость материалов».— Якутск, 1974.— С. 19—47.
  46. Рабочая методика определения энергии разрушения металла / Г. П. Черепанов, А. Б. Каплун, Л. П. Карасев, Л. И. Кутепова // Физ.-хим. механика материалов.— 1970.— № 1.— С. 64—68.
  47. Леонов М. Я. Элементы теории хрупкого разрушения // Журн. прикл. механики и техн. физики.— 1962.— № 3.— С. 85—92.
  48. Леонов М. Н., Панасюк В. В. Розвиток найдрібніших тріщин в твердому тілі // Прикладна механіка.— 1959.— 5, № 4.— С. 391—401.
  49. Панасюк В. В. До теорії поширення тріщин при деформації крихкого тіла // Доп. АН УРСР.— 1960.— 9.— С. 1185—1189.
  50. Панасюк В. В., Андрейкив А. Е. К теории определения критического раскрытия трещины // Механика деформируемых тел и конструкций.— М.: Наука, 1975.— С. 373—378.
  51. Панасюк В. В., Бережницкий Л. Т., Ковчик С. Е. О развитии произвольно ориентированной прямолинейной трещины при растяжении пластины / Прикладная механика.— 1965.— 1, вып. 2.— С. 48—55.
  52. Chisholm D. B. An elastostatic analysis of the second fracture mode // Prog. Rpts 4 and 5 Submitted to the Director Office of Personal and Training Federal High Way Administration.— Washington: D. C.— 1973.— P. 5—8.

53. *Chisholm D. B., Jones D. L.* Determination of mode II fracture toughness for A533B steel // Proc. 11th Annual Met. Soc. Eng. Sci., Durham NC.— 1974.— P. 50—54.
54. *Frdogan F., Ratwari M. C.* A circumferencial crack in a cylindrical shell under torsion // Int. J. Fract. Mech.— 1972.— 8.— P. 87—95.
55. *Hideo A., Sennosuke S.* Combined mode fracture toughness measurement by the disk test // J. Eng. Mat. and Technol.— 1978.— 100, N 4.— P. 175—182.
56. *Lones D. L., Chisholm D. B.* An investigation of the edge sliding modes in fracture mechanics // Eng. Fract. Mech.— 1975.— 7, N 2.— P. 261—270.
57. *Kassier M. K., Sih G. C.* Three dimensional stress distribution around an elliptical crack under arbitrary loadings // J. Appl. Mech.— 1966.— 89.— P. 601—611.
58. *Lajtai E. S.* Brittle fracture in compression // Int. J. Fract. Mech.— 1974.— 10, N 4.— P. 525—536.
59. *Pook L. P.* An observation on mode II fatigue growth threshold behaviour // Int. J. Fract. Mech.— 1977.— 13, N 6.— P. 867—869.
60. *Radaj D., Heib M.* Numerische Untersuchungen zum Rißbruch Kriterium bei überlagerter Zug—Druck und Schubbeanspruchung // Schweißen und Schneiden Sährgang.— 1977.— 29, N 4.— S. 135—140.
61. *Shien W. T.* Compressive maximum shear crack initiation and propagation // Eng. Fract. Mech.— 1977.— 9.— P. 37—54.
62. *Sih G. C.* Strain-energy density factor applied to mixed mode crack problems // Int. J. Fract.— 1974.— 10, N 3.— P. 305—321.
63. *Гординский И. П.* Методика экспериментального определения трещиностойкости конструкционных материалов при продольном сдвиге.— Деп. в ВИНТИ 25.03.81, № 1311.
64. *Панько И. Н., Гординский И. П., Кулык Э. С.*  $K_{III}$ -тарировка цилиндрического образца с кольцевой трещиной при заданном угле закручивания // Физ.-хим. механика материалов.— 1982.— № 1.— С. 109—110.
65. *Панько И. Н., Кульчицкий-Жигайло Л. И.* Кручение цилиндрического образца с внешней кольцевой трещиной.— Деп. в ВИНТИ 30.06.80, № 2471.
66. *Розанов М. Т., Смирнов В. И.* О методике экспериментального определения  $K_{III}$  // Завод. лаб.— 1979.— № 7.— С. 667—670.
67. *Черепанов Г. П.* Механика хрупкого разрушения.— М.: Наука, 1974.— 600 с.
68. *Чижи́к А. А.* О локальных критериях разрушения при наличии трещин в условиях сложного напряженного состояния // Энергомашиностроение.— 1975.— № 10.— С. 31—34.
69. *Чижи́к А. А.* Трещиностойкость материалов энергомашиностроения в условиях продольного сдвига // Новые методы оценки служебных свойств материалов и сварных соединений энергетического оборудования: Тр. ЦКТИ.— 1980.— Вып. 177.— С. 3—17.
70. *Чижи́к А. А.* О диморфизме разрушения в локальных объемах тел с трещинами // Физ.-хим. механика материалов.— 1979.— № 2.— С. 5—10.
71. *Brown W. F., Srawley J. E.* Plane strain fracture toughness testing of high-strength metallic materials.— Philadelphia: ASTM STP 410, 1966.— 353 p.
72. *Harris D. O.* Stress intensity factors for hollow circumferentially notched round bars // J. Bas. Eng.— 1967.— 89.— P. 49—54.
73. *Чижи́к А. А.* Вопросы применения механики разрушения к анализу работоспособности материалов паровых турбин при наличии дефек-

- тов и трещин // Повышение надежности и качества материалов энергооборудования: Тр. ЦКТИ.— 1978.— Вып. 160.— С. 29—44.
74. *Эрдоган Ф., Си Дж.* О распространении трещины в пластинах при плоском нагружении и поперечном сдвиге // Теоретические основы инженерных расчетов.— 1963.— 85, № 4.— Сер. А.— С. 49—59.
  75. *Shah R. C., Kobayashi A. S.* On the surface flow problem // The Surface Crack. Physical Problems and Computation Solutions.— N. Y.: ASME.— 1973.— Р. 79—124.
  76. *Качанов Л. И.* Основы механики разрушения.— М.: Наука, 1974.— 312 с.
  77. *Бу Э.* Прочность и разрушение композитов // Композиционные материалы. Разрушение и усталость.— М.: Мир, 1978.— Т. 5.— С. 206—266.
  78. *Williams J. G., Birch M. W.* Mixed mode fracture in anisotropic media // Crack and Fracture.— Philadelphia: ASTM STP 601, 1976.— Р. 125—137.
  79. *Hoyniak D., Conway J. C.* Finite element analysis of the compact shear specimen // Eng. Fract. Mech.— 1979.— 12, N 2.— Р. 301—306.
  80. *Андрейкив А. Е., Панько И. Н., Иваницкий Я. Л.* Об условиях правомерности применения критерия Ирвина для трещин продольного сдвига // Физ.-хим. механика материалов.— 1983.— № 2.— С. 73—78.
  81. *Кудрявцев Б. Н., Партон В. З.* Кручение и растяжение цилиндра с внешним кольцевым надрезом // Прикл. математика и механика.— 1973.— 37, вып. 2.— С. 316—325.
  82. *Benihem J. P., Koiter W. T.* Asymptotic approximation to crack problems // Mech. Fract.— 1973.— 4.— Р. 131—178.
  83. *Иваницкий Я. Л.* Методика определения критического деформирования вершины трещины продольного сдвига  $\delta_{IIIc}$  // Физ.-хим. механика материалов.— 1983.— № 3.— С. 112—114.
  84. *Панасюк В. В.* Предельное равновесие хрупких тел с трещинами.— Киев: Наук. думка, 1968.— 246 с.
  85. *Определение глубины усталостной кольцевой трещины в цилиндрическом образце при его циклическом закручивании / В. В. Панасюк, А. Е. Андрейкив, И. П. Гординский, И. Н. Панько* // Физ.-хим. механика материалов.— 1982.— № 5.— С. 99—100.
  86. *Irwin G. R.* Fracture // Handbuch der Physik.— Berlin: Springer, 1958.— Bd 6.— S. 551—590.
  87. *Уэллс А. А.* Состояние вопроса о ПРТ в механике разрушения // Механика.— 1972.— Вып. 3.— С. 95—112.
  88. *Морозов Е. М.* Об одном обобщении теории трещин // Прикл. механика.— 1970.— № 4.— С. 128—131.
  89. *Gerberich W. W.* On continuum models of ductile fracture // J. Mat. Sci.— 1970.— 5, N 4.— Р. 283—294.
  90. *Hanh G. T., Rosenfield A. R.* On sources of fracture toughness // Application Related Phenomena in Titanium Alloys.— Philadelphia: ASTM STP 432, 1968.— Р. 5—31.
  91. *Krafft J. M.* Correlation of plane-strain crack toughness with strain hardening characteristics of a low, medium and high-strength steel // Appl. Mater. Res.— 1964.— 3.— Р. 88—101.
  92. *Malkin J., Tetelman A. S.* Relation between  $K_{Ic}$  and microscopic strength for low alloy steel // Eng. Fract. Mech.— 1971.— 3.— Р. 151—167.
  93. *Rowal S. P., Gurband J.* Observation on the effect cementite particles on the fracture toughness of spheroidized carbon steels // Proc. 2nd Intern. Conf. Mech. Behav. Mater.— Boston, 1976.— Р. 1154—1158.



94. *Панасюк В. В., Андрейкив А. Е., Ковчик С. Е.* Определение вязкости разрушения  $K_{Ic}$  конструкционных материалов через их механические характеристики и параметр структуры // Физ.-хим. механика материалов.— 1977.— № 2.— С. 120—122.
95. *Нейбер Г.* Концентрация напряжений.— М.: Гостехиздат, 1974.— 204 с.
96. *Панасюк В. В., Андрейкив О. Е.* Розрахункова модель пружно-пластичного тіла із зміцненням // Доп. АН УРСР.— 1974.— № 12.— Сер. А — С. 1094—1098.
97. *Черепанов Г. П.* Пластические линии разрыва в конце трещины // Прикл. математика и механика.— 1976.— 40, № 4.— С. 720—728.
98. *Серенсен С. В.* Сопротивление материалов усталостному и хрупкому разрушению.— М.: Атомиздат, 1975.— 190 с.
99. *Применение перегрева при закалке для повышения трещиностойкости высокопрочных сталей* / О. Н. Романив, А. И. Ткач, Я. Н. Гладкий, Ю. В. Зима // Физ.-хим. механика материалов.— 1976.— № 5.— С. 41—48.
100. *Lai G. Y., Wood W. E., Clark R. A.* The effect of austenitizing temperature on the microstructure and mechanical properties of as-quenched 4340 steel // Met. Trans.— 1974.— 5, N 7.— P. 1663—1670.

## К гл. 2

1. *Романив О. Н.* Вязкость разрушения конструкционных сталей.— М.: Металлургия, 1979.— 176 с.
2. *Романив О. Н., Симинович В. Н., Ткач А. Н.* Припороговый рост коротких усталостных трещин // Физ.-хим. механика материалов.— 1982.— № 3.— С. 50—56.
3. *Влияние термомеханического упрочнения на сопротивление разрушению сталей 40С2Х и 60С2Х* / С. В. Сафронов, М. Л. Бернштейн, В. А. Займовский и др. // Там же.— 1981.— № 1.— С. 61—67.
4. *Викунин А. В.* Энергетический подход к оценке трещиностойкости материалов // Завод. лаб.— 1963.— № 2.— С. 69—72.
5. *Викунин А. В., Солнцев Ю. П.* Использование энергетического подхода для косвенной оценки вязкости разрушения конструкционных сталей // Там же.— 1983.— № 7.— С. 73—76.
6. *Санхо К., Яблонский И. С.* Методика испытаний на вязкость разрушения при низкой температуре // Там же.— 1978.— № 8.— С. 1006—1008.
7. *Шур Д. М., Бишутин Г. А., Гельмиза В. И.* Методика определения вязкости разрушения конструкционных сталей произвольной толщины в условиях развитых пластических деформаций // Там же.— 1976.— № 8.— С. 1005—1007.
8. *Гельмиза В. И., Шур Д. М.* Метод оценки вязкости разрушения материалов по динамической работе разрушения призматических образцов с трещиной // Там же.— 1974.— № 4.— С. 438—441.
9. *Гольдштейн Д. В., Овсянников Б. М.* Температурная зависимость трещиностойкости стали 15ХСНД и некоторые особенности ее разрушения // Пробл. прочности.— 1982.— № 1.— С. 79—83.
10. *Иванова В. С.* О дискретности и автомодельности разрушения при стабильном росте усталостной трещины // Там же.— 1982.— № 5.— С. 91—99.
11. *Экспериментальное исследование прочности роторных материалов при наличии поверхностных трещин* / Н. Н. Зорев, Г. В. Васильченко, А. В. Амелянчик, Д. Н. Клауч // Там же.— 1979.— № 8.— С. 58—64.

12. *Бойченко Ю. А., Соснин А. В., Баженов В. Г.* Оценка вязкости разрушения сталей низкой и средней прочности при изгибе на образцах с боковыми пазами // Там же.— 1979.— № 12.— С. 59—63.
13. *Влияние скорости деформирования и понижения температуры испытания на трещиностойкость металлических материалов* // Б. А. Дроздовский, Л. В. Проходцева, И. П. Жегина, Н. С. Герчикова // Физ.-хим. механика материалов.— 1985.— № 6.— С. 26—31.
14. *Об условиях автомодельности зоны предразрушения в окрестности контура макротрещины* / В. В. Панасюк, А. Е. Андрейкив, С. Е. Ковчик и др // Там же.— 1977.— № 5.— С. 23—27.
15. *Романив О. Н., Никифорчин Г. Н., Студент А. З.* Фактор геометрии трещины и структурная чувствительность коррозионной трещиностойкости низколегированных сталей при длительном нагружении // Там же.— 1983.— № 5.— С. 3—7.
16. *Зазуляк В. А.* Об оптимальных размерах цилиндрических образцов с кольцевыми трещинами при определении  $K_{Ic}$  // Там же.— 1981.— № 5.— С. 107—110.
17. *Романив О. Н., Гладкий Я. Н., Зима Ю. В.* Влияние структурных факторов на кинетику трещин усталости в конструкционных сталях // Там же.— 1978.— № 2.— С. 3—15.
18. *Прокопенко А. В.* Исследование влияния низких температур и термообработки на скорость роста усталостных трещин в сталях // Пробл. прочности.— 1978.— № 6.— С. 56—60.
19. *Влияние технологических факторов на трещиностойкость стали ВНС-2* / Я. М. Потак, Г. С. Кривоносов, С. И. Бирман и др. // Там же.— 1978.— № 2.— С. 64—69.
20. *Демкин Ю. И., Овсянников Б. М., Тамарина И. А.* Сопротивление разрушению и особенности характера излома конструкционной стали в высокопрочном состоянии после рафинирующих переплавов // Там же.— 1975.— № 7.— С. 66—70.
21. *Гельмиза В. И., Шур Д. М.* О корреляции между работой разрушения образцов с трещиной и характеристикой вязкости разрушения материала  $G_{Ic}$  // Там же.— 1974.— № 5.— С. 85—87.
22. *Уваров А. И., Карпов П. П.* Усталостная прочность дисперсионно-твердеющих высоколегированных сталей // Металловедение и терм. обраб. металлов.— 1978.— № 5.— С. 5—9.
23. *Цырлин Э. С., Мاستин Ю. М., Блинов В. М.* Влияние азотирования на сопротивление разрушению высокопрочной мартенситностареющей стали Н18К9М5Т // Там же.— 1978.— № 12.— С. 11—14.
24. *Пластическая деформация в изломах феррито-перлитных сталей* / М. Н. Георгиев, В. Ю. Догадушкин, Н. Я. Межова и др. // Физика металлов и металловедение.— 1983.— 55, № 3.— С. 571—575.
25. *Гельмиза В. И.* Теоретическое и экспериментальное исследование вязкости разрушения конструкционных и корпусных сталей при динамическом нагружении: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— М., 1974.— 30 с.
26. *Рыбвалова Ю. П.* Исследование конструкционной прочности роторных материалов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— М., 1973.— 27 с.
27. *Сандомирский М. М., Шутьган Н. А.* Трещиностойкость сталей типа 10ГНМФА и 15ХНМФА различных структур // Физ.-хим. механика материалов.— 1985.— № 2.— С. 110—112.
28. *Полищук В. М.* Вязкость разрушения алюминиевых литейных сплавов // Там же.— 1983.— № 6.— С. 53—56.
29. *Нешпор Г. С., Армягов А. А., Андреев Д. А.* Рост усталостных трещин и вязкость разрушения конструкционных алюминиевых спла-

- вов в воздухе и 3,5 % -ном растворе NaCl // Там же.— 1982.— № 4.— С. 91—92.
30. Кишкина С. И., Старова Е. Н., Емилиней В. Ф. Остаточная прочность и сопротивление срастиванию трещины алюминиевых сплавов // Там же.— 1981.— № 3.— С. 3—11.
  31. Смоленцев В. И. Метод исследования изменения вязкости разрушения алюминиевых сплавов в процессе их отпуска // Завод. лаб.— 1977.— № 1.— С. 85—88.
  32. Смоленцев В. И. Метод многократного определения вязкости разрушения  $K_{Ic}$  на дисковых образцах // Там же.— 1975.— № 11.— С. 1384—1388.
  33. Смоленцев В. И., Кудряшов В. Г. Метод многократного определения  $K_{Ic}$  при внецентричном растяжении // Там же.— 1974.— № 2.— С. 213—216.
  34. Нешпор Г. С., Микляев П. Г., Кудряшов В. Г. Применение диаграмм макроскопического разрушения при оценке качества материалов // Там же.— 1977.— № 7.— С. 864—868.
  35. Зарождение и рост усталостных трещин в магниевых сплавах с различной структурой / Н. М. Гринберг, В. А. Сердюк, Т. И. Малинкина, А. С. Камышков // Пробл. прочности.— 1982.— № 1.— С. 61—67.
  36. Яблонский И. С. Трещиностойкости листовых материалов при статическом нагружении // Там же.— 1980.— № 11.— С. 35—40.
  37. Фрактографическое исследование вязкости разрушения алюминиевых и титановых сплавов / В. С. Иванова, В. Г. Кудряшов, Ю. К. Штовба, Б. А. Копелиович // Там же.— 1972.— № 11.— С. 25—30.
  38. Фридляндер И. Н., Ткаченко Е. А., Матвеев Е. Н. Влияние железа, никеля и циркония на структуру и свойства алюминиевого сплава типа В93пч // Металловед. и терм. обраб. металлов.— 1981.— № 2.— С. 47—49.
  39. Влияние величины зерна на вязкость разрушения и усталостную прочность сплава АК4-1ч / В. В. Телешов, Ю. К. Штовба, В. И. Смоленцев, О. М. Сироткина // Там же.— 1983.— № 7.— С. 29—34.
  40. Арчакова З. Н., Кирилова Л. А., Сандлер В. С. Закономерности изменения структуры и свойства сплава 1201 при старении // Там же.— 1983.— № 7.— С. 44—49.
  41. Хохлатова Л. В., Колобнев Н. И., Сетько О. А. Влияние содержания магния и железа на структуру и свойства поковок из сплава АК8 // Там же.— 1983.— № 7.— С. 52—54.
  42. Кудряшов В. Г., Нешпор Г. С., Микляев П. Г. Диаграммы разрушения полуфабрикатов из сплава Д16 с рекристаллизованной и нерекристаллизованной структурой // Там же.— 1974.— № 5.— С. 11—15.
  43. Штовба Ю. К. Исследование и разработка методов определения вязкости разрушения  $K_{Ic}$  и предела усталости алюминиевых и титановых сплавов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— М., 1973.— 28 с.
  44. Смоленцев В. И. Исследование изменения вязкости разрушения алюминиевых сплавов с понижением температуры и разработка методов оценки вязкости разрушения: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— М., 1973.— 23 с.
  45. Кудряшов В. Г., Телешов В. В. Структура и вязкость разрушения полуфабрикатов из алюминиевых сплавов // Проблемы разрушения металлов.— М.: МДНТП. 1980.— С. 45—54.
  46. Смоленцев В. И. К методу определения вязкости разрушения полуфабрикатов из алюминиевых сплавов по задаваемому приросту трещин // Там же.— С. 38—45.

47. Смоленцев В. И. Метод определения вязкости разрушения полуфабрикатов из высокопрочных алюминиевых сплавов при ударном нагружении // Завод. лаб.— 1984.— № 9.— С. 66—70.
48. Кудряшов В. Г., Смоленцев В. И. Вязкость разрушения алюминиевых сплавов.— М.: Металлургия, 1976.— 296 с.
49. Carman C. M., Katlin J. M. Plane strain fracture toughness and mechanical properties of 5 Al—2.5 Sn ELI and commercial alloys at room and cryogenic temperatures // *Appl. Relat. Phenomena Titanium Alloys*.— Philadelphia: ASTM STP 432, 1968.— P. 124—144.
50. Остаточная прочность плит из алюминиевого сплава 5083-0, используемого в контейнерах для хранения сжиженных газов / К. Икеда, У. Мияги, М. Аоки и др. // *Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах* / Пер. с англ. под ред. И. Н. Фридляндера.— М.: Металлургия, 1983.— С. 127—136.
51. Зинхем Р. И., Дедрик Дж. Х. Разрушение алюминиевых сплавов // *Разрушение* / Под ред. Г. Либовица.— М.: Мир, 1976.— Т. 6.— С. 296—369.
52. Develay R. Criteria for the testing and selection of high-strength aluminium alloy for the aircraft industry // *Met. and Mater.*— 1972.— 6, N 9.— P. 404—408.
53. Кейсен М. Б. Композиционные материалы для конструкций, работающих при низких температурах // *Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах* / Под ред. И. Н. Фридляндера.— М.: Металлургия, 1983.— С. 70—79.
54. Келси Р. А., Нельсон Ф. Дж. Механические свойства плит и сварных соединений сплавов типа магналий производства СССР и США, предназначенных для резервуаров для хранения сжиженных газов // Там же.— С. 105—118.
55. Характеристики разрушения сплава АМг6м при низких температурах / Х. Дж. Мак-Генри, С. Е. Наранио, Д. Т. Рэд и др. // Там же.— С. 119—127.
56. Пенс А. В., Стаут Р. Д., Самерз Б. Р. Вязкость разрушения криогенных сплавов // Там же.— С. 46—58.
57. Kaufman J. G., Nelson F. G., Holt M. Fracture toughness of aluminium alloy plate determined with center-notch tension, single edge-notch tension and notch bend tests // *Eng. Fract. Mech.*— 1968.— 1, N 2.— P. 259—274.
58. Kaufman J. G., Schilling P. E., Nelson F. G. Fracture toughness of aluminium alloys // *Metal. Eng. Quart.*— 1969.— 9, N 3.— P. 39—47.
59. Nelson F. G., Kaufman J. G. Plane strain fracture toughness of aluminium alloys at room and subzero temperatures // *Fracture Toughness Testing at Cryogenic Temperatures*.— Philadelphia: ASTM STP 496, 1971.— P. 27—39.
60. Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах / Пер. с англ. под ред. И. Н. Фридляндера.— М.: Металлургия, 1983.— 430 с.
61. Kaufman J. G., Moore R. L., Schilling R. E. Fracture toughness of structural aluminium alloys // *Eng. Fract. Mech.*— 1971.— 2, N 3.— P. 197—210.
62. Кауфман Дж. Г., Уэндерер Е. Т. Механические свойства при растяжении и чувствительность к надрезу некоторых алюминиевых сплавов серии 7XXX при температуре 4 К // *Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах* / Пер. с англ. под ред. И. Н. Фридляндера.— М.: Металлургия, 1983.— С. 163—175.
63. Zinkham R. E., Liebowitz H., Jones D. L. Fracture toughness strength relationship in aluminium — zinc — magnesium — copper alloys //

- Mech. Behav. Mater. Proc. Int. Conf. Mech. Behav. Mater., Kyoto, 1971.— Kyoto, 1973.— Vol. 1.— P. 370—393.
64. *Vishnevsky C., Steigerwald E. A.* Plane strain fracture toughness of some cryogenic materials at room and subzero temperatures.— Philadelphia : ASTM STP 496, 1971.— P. 3—26.
  65. *Кудряшов В. Г., Смоленцев В. И.* Механические свойства алюминиевых сплавов Д20-1, О1911, В96 при низких температурах // Технол. легких сплавов.— 1970.— № 5.— С. 7—11.
  66. *Freed C. N., Goode R. L., Judy R. W.* Comparison of fracture toughness test procedures for aluminium alloys // Eng. Fract. Mech.— 1971.— 2, N 4.— P. 359—371.
  67. *Hall L. R.* Influence of specimen design in plane strain fracture toughness testing // Fracture Toughness Testing at Cryogenic Temperatures.— Philadelphia : ASTM STP 496, 1971.— P. 46—60.
  68. *Кишкина С. И.* Сопротивление разрушению алюминиевых сплавов.— М. : Metallurgia, 1981.— 280 с.
  69. *Мак-Кларен С. В., Формэн К. Р.* Свойства материалов для авиакосмической техники при низких температурах в условиях двухосного растяжения // Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах / Пер. с англ. под ред. И. Н. Фридляндера.— М. : Metallurgia, 1983.— С. 59—70.
  70. *Нельсон Ф. Г., Кауфман Дж. Г., Уэндерер Е. Т.* Механические свойства при растяжении и чувствительность к надрезу стыковых сварных соединений деформируемых и литейных алюминиевых сплавов при низких температурах // Там же.— С. 175—191.
  71. *Корсен Дж. У., Кауфман Дж. Г., Сиха У. Е.* Чувствительность к надрезу некоторых литейных алюминиевых сплавов при низких температурах // Там же.— С. 191—204.
  72. *Исследование склонности к хрупкому разрушению некоторых алюминиевых сплавов* / В. В. Панасюк, С. Е. Ковчик, И. В. Ходань, П. Д. Черендина // Физ.-хим. механика материалов.— 1972.— № 6.— С. 27—30.
  73. *Фишгойт А. В., Колачев Б. А., Гринберг В. А.* Субкритическое развитие трещин при постоянной нагрузке в сплаве ВТ-6 // Пробл. прочности.— 1985.— № 4.— С. 74—78.
  74. *Проходцева Л. В., Дроздовский Б. А.* О необходимости определения характеристик разрушения титановых сплавов при статическом и ударном нагружении // Завод. лаб.— 1975.— № 9.— С. 1122—1127.
  75. *Проходцева Л. В., Дроздовский Б. А., Полищук Т. В.* О характере излома при оценке вязкости разрушения в условиях плоской деформации // Там же.— 1974.— № 1.— С. 89—94.
  76. *Дроздовский Б. А., Проходцева Л. В.* О способности титановых сплавов тормозить разрушение при циклическом нагружении // Пробл. прочности.— 1977.— № 12.— С. 18—23.
  77. *Вязкость разрушения и строение изломов сплава ВТ9 после нагрева в  $\alpha + \beta$ - и  $\beta$ -области* / Л. В. Проходцева, О. П. Солонина, Н. Ф. Ляпичева, Б. А. Дроздовский // Металловедение и терм. обраб. металлов.— 1980.— № 6.— С. 50—53.
  78. *Дроздовский Б. А., Проходцева Л. В., Новосельцева Н. И.* Трещиностойкость титановых сплавов.— М. : Metallurgia, 1983.— 192 с.
  79. *Прочность материалов и элементов конструкций в экстремальных условиях* / Под ред. Г. С. Писаренко.— Киев : Наук. думка, 1980.— Т. 1. 531 с.
  80. *Timco C. W., Frederking R. M. W.* Flexural strength and fracture toughness of sea ice // Cold Reg. Sci and Technol.— 1983.— 8, N 1.— P. 35—41.

81. *Науменко В. П., Майстренко А. Л.* Определение трещиностойкости хрупких неметаллических материалов // Завод. лаб.— 1985.— № 4.— С. 63—70.
82. *Волков Г. С.* О методике и результатах исследования трещиностойкости некоторых хрупких неметаллических материалов // Пробл. прочности.— 1986.— № 5.— С. 24—28.
83. *Алексеев А. Д., Чехова Г. Г.* Энергия разрушения выбросоопасных песчанников // Механика и разрушение горных пород.— Киев : Наук. думка, 1977.— С. 156—159.
84. *Панасюк В. В., Ковчик С. Е.* Визначення інтенсивності енергії руйнування твердих тіл // Прикладна механіка.— 1963.— 9, № 2.— С. 183—189.
85. *Панасюк В. В., Ковчик С. В.* Влияние поверхностно-активной среды на поверхностную энергию хрупкого тела // Докл. АН СССР.— 1963.— 146, № 1.— С. 82—85.
86. *Либайский Л. Л., Ковчик С. Е.* О разрушении дисков с трещинами // Физ.-хим. механика материалов.— 1967.— № 4.— С. 458—464.
87. *Панасюк В. В., Ковчик С. Е., Нагирный Л. В.* К вопросу о методах определения сопротивления материала распространению трещины // Там же.— 1973.— № 2.— С. 75—79.
88. *Писаренко Г. С., Науменко В. П.* Экспериментальные методы механики разрушения материалов // Там же.— 1982.— № 2.— С. 28—41.
89. *Новиков Н. В., Майстренко А. Л.* Трещиностойкость кристаллических и композиционных сверхтвердых материалов // Там же.— 1983.— № 4.— С. 46—53.
90. *Дуб С. Н., Майстренко А. Л., Мальнев В. И.* Определение сопротивления разрушению сверхтвердых материалов при индентировании // М. : МДНТП, 1980.— С. 83—89.
91. *Новиков Н. В.* Развитие синтеза сверхтвердых материалов и расширение их применения // Сверхтвердые материалы. Синтез, свойства, применение.— Киев : Наук. думка, 1983.— С. 3—13.
92. *Панасюк В. В., Андрейкив А. Е., Ковчик С. Е.* Методы оценки трещиностойкости конструкционных материалов.— Киев : Наук. думка, 1977.— 278 с.
93. *Романив О. Н., Никифорчин Г. Н., Крыськив А. С.* О применимости критериев механики разрушения для оценки водородной хрупкости высокопрочных сталей // Физ.-хим. механика материалов.— 1980.— № 6.— С. 54—60.
94. *Панасюк В. В., Ковчик С. Е.* Об оценке склонности металла к хладноломкости // Завод. лаб.— 1967.— № 4.— С. 495—497.
95. *Усталость и хрупкость металлических материалов* / В. С. Иванова, С. Е. Гуревич, И. М. Копьев, В. Г. Кудряшов и др.— М. : Наука, 1968.— 216 с.
96. *Определение вязкости разрушения средне- и низкопрочных металлов в условиях плоской деформации* / И. П. Гнып, О. А. Бакши, В. И. Похмурский, Р. Х. Шрон // Физ.-хим. механика материалов.— 1974.— № 3.— С. 49—53.
97. *Романив О. Н., Гладкий Я. Н., Деев Н. А.* Некоторые особенности влияния остаточного аустенита (ОА) на усталость и трещиностойкость низкоуглеродистых сталей // Там же.— 1975.— № 4.— С. 63—70.
98. *Фетисова М. М., Погребняк Г. Д., Плешаков Э. И.* О характере разрушения углеродистых сталей в условиях проявления отпускной хрупкости // Там же.— 1972.— № 4.— С. 89—90.
99. *Панасюк В. В., Ковчик С. Е.* Об оценке сопротивляемости металла хрупкому разрушению // Там же.— 1967.— № 1.— С. 85—89.
100. *Исследование трещиностойкости арматурной стали 20ХГС2 в различных структурном состоянии* / В. В. Калмыков, В. К. Бабич,

- В. М. Кондратенко, Ж. А. Борисова // Там же.— 1980.— № 4.— С. 118—119.
101. Влияние конечного раскисления на сопротивление литой стали разрушению / И. П. Волчок, Е. Л. Хариш, С. Я. Ярема, Н. А. Яковенко // Там же.— 1972.— № 6.— С. 86—88.
102. Определение критической температуры хладноломкости литой стали / С. Е. Ковчик, И. П. Волчок, В. В. Панасюк и др. // Там же.— 1967.— № 2.— С. 232—236.
103. О влиянии неметаллических включений на распространение трещины в стали 45Л / И. П. Волчок, С. Е. Ковчик, В. В. Панасюк, Ю. В. Шульте // Там же.— 1967.— № 4.— С. 440—443.
104. Красовский А. Я. Хрупкость металлов при низких температурах.— Киев : Наук. думка, 1980.— 337 с.
105. Исследование сопротивления хрупкому разрушению литой стали / В. В. Панасюк, Ю. А. Шульте, С. Е. Ковчик и др. // Пробл. прочности.— 1974.— № 11.— С. 16—18.
106. Оценка склонности к хрупкому разрушению конструкционных сталей, предназначенных для работы в изделиях больших сечений / Ю. П. Солнцев, М. М. Замятин, А. А. Ежов и др. // Физ.-хим. механика материалов.— 1980.— № 5.— С. 46—48.
107. Зазуляк В. А., Пронив В. А. Трещиностойкость материалов бурильных труб при низких температурах // Там же.— 1977.— № 2.— С. 17—23.
108. Романив О. Н., Ткач А. Н., Вольдемаров А. В. Об одном способе комплексного повышения механических свойств низкоотпущенных конструкционных сталей // Там же.— 1979.— № 4.— С. 71—76.
109. Трощенко В. Т., Ясный П. В., Покровский В. В. Влияние температуры испытаний на трещиностойкость конструкционных теплоустойчивых сталей // Там же.— 1986.— № 1.— С. 98—106.
110. Романив О. Н., Крыскив А. С. Использование критериев механики разрушения для оценки хладноломкости сталей // Там же.— 1981.— № 5.— С. 40—51.
111. Rolfe S. T., Barsom J. M. Fracture and fatigue control in structures application of fracture mechanics.— Philadelphia : ASTM STP 520, 1977.— 562 p.
112. Barsom J. M. Relationship between plane-strain ductility and  $K_{Ic}$  for various steels // J. Eng. Ind.— 1971.— N 11.— P. 1209—1214.
113. Романив О. Н. Структурная механика разрушения — новое перспективное направление в проблеме разрушения металлов // Физ.-хим. механика материалов.— 1981.— № 4.— С. 28—44.
114. Ярема С. Я., Остап О. П. О вязкости разрушения материалов при циклическом нагружении // Там же.— 1978.— № 5.— С. 112—114.
115. О влиянии холодной пластической деформации на склонность малоуглеродистых сталей к хрупкому разрушению / Г. Г. Максимович, Ю. А. Шульте, С. В. Нагирный и др. // Там же.— 1975.— № 1.— С. 37—40.
116. Романив О. Н., Ленец Н. А., Петрина Ю. Д. Влияние условий испытаний на трещиностойкость титановых сплавов ВТ0 и ВТ8 // Там же.— 1976.— № 3.— С. 90—93.
117. Ярема С. Я., Хариш Е. Л. О периодах зарождения и развития трещины при повторно-ударном растяжении стали 30ХГСН2А // Там же.— 1969.— № 5.— С. 539—541.
118. Применение рентгеновской фрактографии для оценки трещиностойкости конструкционных материалов / А. В. Викулин, В. А. Веселов, М. Н. Георгиев, Л. П. Строк // Там же.— 1984.— № 5.— С. 98—100.

119. Волков В. А., Якимович Г. Б. Исследование характеристик трещиностойкости электрошлакового сварного соединения стали 15Х2МФА // Там же.— 1983.— № 1.— С. 52—55.
120. Марковец М. П. Определение механических свойств металлов по твердости.— М.: Машиностроение, 1979.— 312 с.
121. Марковец В. П., Дроздовский Б. А., Волков В. А. Оценка прочности корпуса реактора на основе механики разрушения: Тр. МЭИ, 1975.— Вып. 225.— С. 91—95.
122. Карзов Г. П., Блюмин А. А. Сопротивление хрупкому разрушению при статическом и динамическом нагружении стали марки 15Х2МФА и ее сварных соединений большой толщины // Вопр. судостроения. Сер. Сварка.— 1974.— Вып. 18.— С. 13—19.
123. Конструкционные материалы АЭС / Ю. Ф. Баландин, И. В. Горынин, Ю. И. Звездин, В. Г. Марков.— М.: Энергоатомиздат, 1984.— 280 с.
124. Радиационное повреждение стали корпусов водо-водяных реакторов / Н. Н. Алексеев, А. Д. Амаев, И. В. Горынин и др.— М.: Энергоиздат, 1981.— 191 с.
125. Вязкость разрушения и структура сталей мартенситного класса / Г. М. Головинская, Е. А. Дмитриева, А. А. Каминский, Т. В. Рудис // Физ.-хим. механика материалов.— 1984.— № 6.— С. 70—73.
126. Виноградов С. Н., Крамаров М. А. Статическая и циклическая трещиностойкость низкоотпущенной стали 15Х2Н3МДФТЧА // Там же.— 1985.— № 6.— С. 96—98.
127. Романив О. Н., Крыськив А. С., Ткач А. Н. О некоторых случаях различной структурной чувствительности ударной вязкости и вязкости разрушения // Там же.— 1978.— № 6.— С. 64—71.
128. Романив О. Н., Ткач А. Н., Крыськив А. С. Исследование обратимой отпускной хрупкости сталей методами механики разрушения // Там же.— 1980.— № 2.— С. 41—47.
129. Романив О. Н., Зима Ю. В., Петрина Ю. Д. Микростроение изломов и вязкость разрушения закаленных сталей // Там же.— 1973.— № 1.— С. 3—8.
130. Романив О. Н., Деев Н. А., Сорокинский И. С. О связи некоторых механических характеристик кратковременного испытания с пределом усталости закаленных сталей // Там же.— 1973.— № 3.— С. 54—58.
131. Романив О. Н., Петрина Ю. Д., Зима Ю. В. Критическое раскрытие трещины и микростроение изломов конструкционных сталей // Там же.— 1973.— № 4.— С. 64—69.
132. Романив О. Н., Петрина Ю. Д. Вязкость разрушения как характеристика эксплуатационной надежности материалов // Там же.— 1972.— № 3.— С. 12—15.
133. Грицишин П. М. Повышение стойкости твердосплавных резцов и камер для синтеза алмазов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— Львов, 1984.— 16 с.
134. Влияние механического двойникования на вязкость разрушения конструкционных сталей / О. Н. Романив, А. Н. Ткач, М. Ф. Замо-ра, А. И. Кондырь // Физ.-хим. механика материалов.— 1979.— № 5.— С. 65—70.
135. О влиянии величины ферритного зерна на склонность к хрупкости малоуглеродистых сталей / Ю. А. Шульте, Г. Г. Максимович, Ф. П. Янчишин, В. Н. Федирко // Там же.— 1974.— № 4.— С. 105—106.
136. Фоништейн Н. М., Ефимов А. А., Жукова Е. Н. Исследование влияния перегрева на вязкость разрушения высокопрочной стали // Там же.— 1980.— № 1.— С. 112—114.
137. Романив О. Н., Ткач А. Н. Микромеханическое моделирование вязкости разрушения металлов и сплавов // Там же.— 1977.— № 4.— С. 5—22.



138. *Трещиностойкость* перлитных эвтектоидных сталей. I. Разрушение сталей при кратковременном нагружении / О. Н. Романив, Е. А. Шур, А. Н. Ткач и др. // Там же.— 1982.— № 4.— С. 42—48.
139. *Романив О. Н., Кукляк Н. Л., Петрина Ю. Д.* Влияние структурного состояния поверхностных слоев на сопротивление распространению трещин в стальных изделиях // Там же.— 1973.— № 2.— С. 5—11.
140. *Трещиностойкость* тонколистовой стали при науглероживании в среде натрия / В. К. Васильев, В. Ю. Гольцов, А. Г. Иолтуховский и др. // Там же.— 1986.— № 3.— С. 58—77.
141. *Ярема С. Я., Попович Вас. Вас., Зима Ю. В.* Влияние структуры на сопротивление стали 65Г росту усталостной трещины // Там же.— 1982.— № 1.— С. 16—30.
142. *Замятин М. Н., Щедрин Г. С.* Влияние немартенситных продуктов превращения при закалке на вязкость разрушения улучшенной конструкционной стали // Там же.— 1985.— № 6.— С. 100.
143. *Применение* перегрева при закалке для повышения трещиностойкости высокопрочных сталей / О. Н. Романив, А. Н. Ткач, Я. Н. Гладкий, Ю. В. Зима // Там же.— 1976.— № 5.— С. 41—48.
144. *Трещиностойкость* материала крупных опорных валков прокатных станков // В. А. Зазуляк, А. М. Легун, С. Е. Ковчик, А. И. Дарчук // Там же.— 1984.— № 5.— С. 95—96.
145. *Чижик А. А.* Трещиностойкость жаропрочных сталей и сплавов при ползучести // Там же.— 1986.— № 1.— С. 92—98.
146. *Копелиович Е. А., Кудряшов В. Г., Дриц А. М.* Анизотропия вязкости разрушения при текстурном упрочнении // Там же.— 1985.— № 2.— С. 105—107.
147. *Изменение* трещиностойкости паропроводных труб из стали 12Х1МФ в результате длительной эксплуатации / М. Е. Блантер, А. А. Исламов, В. Н. Симиныкович, И. Р. Дзюба // Там же.— 1985.— № 6.— С. 79—80.
148. *Телешов В. В., Кудряшов В. Г.* Структура и анизотропия вязкости разрушения алюминиевых сплавов // Там же.— 1976.— № 6.— С. 7—12.
149. *Телешов В. В., Петров А. Д.* Экранировка избыточных фаз при разрушении в условиях плоской деформации и ее влияние на вязкость разрушения // Там же.— 1983.— № 1.— С. 55—60.
150. *Романив О. Н., Никифорчин Г. Н., Студент А. З.* Об условиях инвариантности характеристик коррозионной трещиностойкости // Там же.— 1981.— № 3.— С. 24—32.
151. *Липчина А. Н., Повар В. И.* Влияние технологии выплавки на трещиностойкость стали 42ХМФА // Там же.— 1982.— № 6.— С. 86—88.
153. *Влияние* макроструктуры на трещиностойкость валковой стали 9ХФ / М. Я. Белкин, А. Я. Шашко, В. Д. Харченко, В. М. Белкин // Там же.— 1984.— № 5.— С. 96—97.
153. *Вязкость* разрушения Mg — Li конструкционных сплавов / В. Г. Кудряшов, Ф. М. Елкин, И. И. Гурьев, Н. А. Нарышкина // Там же.— 1980.— № 1.— С. 69—72.
154. *Исследование* вязкости разрушения высокопрочной стержневой арматуры / В. М. Тупилко, Г. Н. Никифорчин, О. Н. Романив, В. И. Зайка // Там же.— 1975.— № 6.— С. 89—94.
155. *Телешов В. В., Нешпор Г. С., Армягов А. А.* Влияние структуры на анизотропию вязкости разрушения листов из сплавов типа Д16 и В95 // Там же.— 1984.— № 5.— С. 40—45.
156. *Влияние* структуры сплава ВТЗ-1 на циклическую трещиностойкость / Н. Н. Вассерман, А. Ф. Катнов, В. С. Томсинский, М. И. Шишкина // Там же.— 1982.— № 4.— С. 92—94.

157. Романив О. Н., Петрина Ю. Д., Зима Ю. В. О специфике распространения трещин при циклическом нагружении в жидких средах // Там же.— 1972.— № 4.— С. 35—38.
158. Аммосов А. П., Попов В. В., Ларионов В. П. О разрушении сварного соединения // Там же.— 1982.— № 4.— С. 116—118.
159. Аммосов А. П., Попов В. В. Особенности хрупкого разрушения сварного соединения, выполненного в условиях климатически низких температур // Сварка и хрупкое разрушение.— Якутск : Изд-во ЯФ СО АН СССР, 1980.— С. 13—21.
160. Влияние технологии выплавки и внепечного рафинирования на усталость и трещиностойкость высокопрочных низкоотпущенных сталей / Я. Н. Гладкий, В. Н. Симинькович, Г. А. Хасин и др. // Физ.-хим. механика материалов.— 1978.— № 4.— С. 102—106.
161. Влияние комплексного легирования малоуглеродистых сталей на их стойкость к сульфидному растрескиванию / В. П. Коваль, Ф. Н. Тавадзе, Д. Д. Эбаноидзе и др. // Там же.— 1980.— № 1.— С. 32—36.
162. Влияние карбида ванадия на энергоемкость вязкого разрушения ферритно-перлитных сталей / Б. М. Бронфин, Н. М. Фонштейн, А. З. Шифман и др. // Там же.— 1980.— № 4.— С. 72—78.
163. Определение вязкости разрушения термически упрочненных электросварных труб для магистральных газонефтепроводов / Л. Т. Поздняков, И. Г. Узлов, С. В. Черханов, Н. А. Умеренкова // Там же.— 1981.— № 5.— С. 93—95.
164. Романив О. Н., Маруха В. И., Лазыко Л. П. Трещиностойкость высокопрочной пружинной проволоки // Там же.— 1985.— № 5.— С. 89—92.
165. Иванова В. С., Маслов Л. И., Бурба В. И. К оценке вязкости разрушения  $K_{Ic}$  стали при упругопластическом поведении с использованием  $R$ -критерия подобия пластической неустойчивости // Там же.— 1984.— № 4.— С. 77—82.
166. Кудряшов В. Г. Циклическая вязкость разрушения алюминиевых сплавов  $K_{Ijc}$  // Там же.— 1983.— № 3.— С. 44—46.
167. Кудряшов В. Г. Циклическая вязкость разрушения  $K_{Ijc}$  // Там же.— 1978.— № 5.— С. 110—112.
168. Вязкость разрушения двухфазных швов при 77 К / К. А. Ющенко, С. А. Воронин, А. И. Пустовит, А. В. Шавель / Там же.— 1984.— № 5.— С. 92—94.
169. Чабан Д. В. Влияние электроннолучевого переплава на вязкость разрушения высокопрочной стали.— Деп. в ВИНТИ 24.06.85, № 4486.
170. Влияние количества и форм неметаллических включений на вязкость разрушения алюминиевых сплавов / И. П. Гнып, В. И. Похмурский, М. М. Швед, Н. Я. Яремченко // Физ.-хим. механика материалов.— 1980.— № 1.— С. 76—79.
171. Промышленные деформируемые спеченные и литейные алюминиевые сплавы / Под ред. Ф. И. Квасова, И. Н. Фридляндера.— М. : Металлургия, 1972.— 552 с.
172. Кауфман Дж. Г., Нельсон Ф. Г., Джонсон Э. У. Алюминиевые сплавы при низких температурах / Под ред. И. Н. Фридляндера.— М. : Металлургия, 1967.— С. 107—119.
173. Heyer R. H., McCabe D. E. Plane-stress fracture toughness testing using a crackline loaded specimen // Eng. Fract. Mech.— 1972.— 4, N 3.— P. 392—412.
174. Структура, характер разрушения и свойства листов из сплава В95 в зависимости от содержания примесей / И. Н. Фридляндер,

- О. Г. Сенаторова, И. П. Жегина, Н. И. Новосельцева // Физ.-хим. механика материалов.— 1982.— № 1.— С. 3—10.
175. Христиан Дж. Л., Харлич А. Механические свойства титановых сплавов при низких температурах // Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах // Под ред. И. Н. Фридляндера.— М.: Металлургия, 1983.— С. 268—287.
  176. Титан, металловедение и технология: Тр. III Междунар. конф. по титану: В 3-х т.— М.: ВИЛС, 1978.
  177. Влияние низких температур на усталостное разрушение магниевых сплавов МА12 / Н. М. Гринберг, В. А. Сердюк, И. Л. Остапенко и др. // Физ.-хим. механика материалов.— 1979.— № 1.— С. 21—25.
  178. Глоувер А., Поллард Г. Влияние микроструктуры на вязкость разрушения серого чугуна // Вязкость разрушения высокопрочных материалов.— М.: Металлургия, 1973.— С. 152—161.
  179. Карета Н. Л., Сладкова В. Н. Эффективная поверхностная энергия излома и хрупкое разрушение стали // Физ.-хим. механика материалов.— 1972.— № 4.— С. 74—77.
  180. Некоторые методические особенности оценки вязкости разрушения высокопрочных конструкционных сталей в рабочих средах / О. Н. Романив, Н. Л. Кукляк, Г. Н. Никифорчин, И. А. Березюк // Там же.— 1974.— № 5.— С. 80—85.
  181. Алюшин Ю. А., Коньков Ю. Д., Володин В. Л. Вязкость разрушения сталей 38ХНЗМФА и 40ХНМА при наплавке аустенитно-ферритными материалами // Там же.— 1977.— № 6.— С. 108—109.
  182. Фоништейн Н. М., Жукова Е. Н. Длина стабильной трещины как параметр оценки сопротивления низколегированной стали разрушению // Там же.— 1978.— № 3.— С. 75—79.
  183. Морозов Е. М. Некоторые вопросы сопротивляемости тонкостенных конструкций развитию трещин // Там же.— 1979.— № 1.— С. 3—9.
  184. Чабавский Б. П., Соляник А. С. Экспериментально-расчетный метод исследования локальных пластических зон у трещин // Там же.— 1978.— № 2.— С. 26—34.
  185. Иванова В. С., Кобзев В. А., Маслов Л. И. Анализ экстремальных значений вязкости разрушения пластичных материалов в условиях подобия пластической неустойчивости // Там же.— 1979.— № 6.— С. 56—60.
  186. Похмурский В. И., Гнып И. П., Власюк В. Е. Оценка вязкости разрушения металлов по пластической деформации // Там же.— 1975.— № 6.— С. 45—47.
  187. Рабочая методика определения энергии разрушения / Г. П. Черепанов, А. Б. Каплун, Л. П. Карасев, Л. И. Кутепова // Там же.— 1970.— № 1.— С. 64—68.
  188. Пранцзявичус Г. А. К определению вязкости разрушения пластичных материалов через их механические характеристики и параметр структуры // Там же.— 1980.— № 4.— С. 66—69.
  189. Кузминов В. И., Морозов Е. М. Определение вязкости разрушения на образцах с поверхностной трещиной // Там же.— 1976.— № 6.— С. 21—23.
  190. Романив О. Н., Деев Н. А., Гладкий Я. Н. К вопросу об оценке вязкости разрушения высокопрочных закаленных сталей по усталостным изломам // Там же.— 1974.— № 4.— С. 26—31.
  191. Влияние длительности предварительного нагружения и рабочей среды на  $K_{Ic}$  алюминиевого сплава 1201 / В. В. Панасюк, К. М. Шницер, С. Е. Ковчик, А. Б. Каплун // Там же.— 1974.— № 2.— С. 11—14.
  192. Определение характеристики  $K_{Ic}$  путем изгиба цилиндрического образца с кольцевой трещиной / В. В. Панасюк, А. Е. Андрейкив, С. Е. Ковчик и др. // Там же.— 1976.— № 2.— С. 3—8.

193. *Standard method of test for plane-strain fracture toughness of metallic materials* // Annual Book of Standards.— Philadelphia : ASTM E399—74.— 432 p.
194. *Robinson I. N., Telelman A. S.* Comparison of various methods of measuring  $K_{Ic}$  on small precracked bend specimen that fracture after general yielding // Eng. Fract. Mech.— 1976.— 8, N 2.— P. 301—313.
195. *Saito T., Uchiyama J.* On the toughness of Ni—Cr—Mo steels in as-quenched conditions // Trans. Iron and Steel Inst. Jap.— 1986.— 16, N 6.— P. 324—331.
196. *Barnby J. T., Al-Daimalani I. S.* Assessment of the fracture toughness of cast steels. Part I. Low-alloy steels // J. Mater. Sci.— 1976.— 11, N 11.— P. 1979—1988.
197. *Begley J. A., Landes J. D.* The J-integral as a fracture criterion // Fracture Toughness.— Philadelphia : ASTM STP 514, 1972.— P. 1—20.
198. *Miyoshi T., Miyamoto H.* Study on  $J_{Ic}$  fracture criterion // J. Fract. Eng. Univ. Tokyo.— 1974.— B32, N 4.— P. 645—653.
199. *Marandet B., Sanz G.* Evaluation de la tenacité d'aciers a moyenne resistance par les methodes de J'integrale J et de J'energie equivalente // Mem. Sci. Rev. Met.— 1977.— 74, N 5.— P. 267—279.
200. *Criffis C. A., Yoder G. R.* Initial crack extension in two intermediate-strength aluminium alloys // Trans. ASME.— Ser. E.— 1976.— 98.— P. 152—158.
201. *Read D. T., Reed R. P.* Effects of specimen thickness of fracture toughness of an aluminium alloy // Int. J. Fract.— 1977.— 13, N 2.— P. 201—213.
202. *Бабак А. В., Усков Е. И.* Трещиностойкость вольфрама, упрочненного дисперсионными тугоплавкими окислами // Физ.-хим. механика материалов.— 1984.— № 6.— С. 22—25.
203. *Усков Е. И., Бабак А. В., Бега Н. П.* Влияние температуры и термической обработки на трещиностойкость металлокерамического вольфрама // Там же.— 1983.— № 1.— С. 60—61.
204. *Майстренко А. Л.* Вязкость разрушения твердых сплавов, используемых в буровом инструменте // Там же.— 1979.— № 4.— С. 122—124.
205. *Коноваленко Н. К., Майстренко А. Л., Митликин М. О.* Методика определения трещиностойкости сверхтвердых материалов // Сверхтвердые материалы.— 1980.— № 5.— С. 29—34.
206. *Бабак А. В.* Оценка трещиностойкости вольфрама при высоких температурах // Пробл. прочности.— 1982.— № 10.— С. 89—91.
207. *Бабак А. В., Усков Е. И.* К вопросу о высокотемпературном охрупчивании вольфрама // Там же.— 1983.— № 5.— С. 65—68.
208. *Трефилов В. И., Мильман Ю. В.* Влияние структурного состояния и температуры на механические свойства сверхтвердых материалов // Сверхтвердые материалы: синтез, свойства, применение.— Киев : Наук. думка, 1983.— С. 81—86.
209. *Свойства и области применения сверхтвердого инструментального материала силинит-Р* / Г. Г. Гнесин, И. И. Осипова, В. П. Ярошенко и др. // Там же.— С. 117—121.
210. *Об оценке параметров вязкости разрушения пористых материалов* / С. Н. Платова, В. Г. Кудряшов, М. Л. Бернштейн и др. // Физ.-хим. механика материалов.— 1974.— № 5.— С. 20—24.
211. *Влияние коррозионной среды на трещиностойкость композиционного материала алюминий — бор* / Г. Г. Максимович, А. В. Филиповский, М. Э. Чапля и др. // Там же.— 1985.— № 6.— С. 43—46.
212. *Лушча В. А., Новиков С. А.* Влияние температуры и скорости деформации на трещиностойкость полиметилметакрилата // Там же.— 1979.— № 6.— С. 116—118.

- '213. Marshall G. P., Williams J. G. The correlation of fracture data for PMMA // J. Mater. Sci.— 1973.— 8, N 1.— P. 138—140.
214. Ковчик С. Е. Исследование сопротивления материала распространению трещин: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— Львов, 1967.— 15 с.
215. Колачев Б. А., Мальков А. В., Седов В. И. Применение линейной механики разрушения при изучении водородной хрупкости титановых сплавов // Физ.-хим. механика материалов.— 1975.— № 6.— С. 7—12.
216. Яблонский И. С. Зависимость сопротивления разрушению стали от степени наводороживания // Там же.— 1979.— № 6.— С. 47—56.
217. Влияние водорода и окислов в массивных штамповках из алюминиевых сплавов на малоцикловую усталость и  $K_{Ic}$  / Г. Л. Шнейдер, Б. И. Копелиович, Б. И. Смоленцев и др. // Там же.— 1982.— № 3.— С. 93—95.
218. Ткачев В. И., Яцюк Р. А. Влияние водорода на скорость роста усталостной трещины в стали 40Х // Там же.— 1980.— № 6.— С. 103—104.
219. Ривкин Е. Ю., Васнин А. Н., Можаров В. Е. Сопротивление разрушению циркониевых сплавов // Там же.— 1976.— № 6.— С. 12—17.
220. Watkins B., Cowan A., Parry G. W. Embrittlement of zircaloy-2 under pressure // Appl. Relat. Phenom. Zircon. and 1st Alloy Sympos. Amer. Soc. Test and Mater.— Philadelphia : Pa, 1969.— P. 141—159.
221. Pickles B. W. Embrittlement of heat-treated Zr-2,5 % Nb pressure tubes // Can. Met. Quart.— 1972.— 11, N 1.— P. 139—146.
222. Ковчик С. Е. Некоторые экспериментальные исследования распространения трещин в стеклянных пластинах // Вопросы механики реального твердого тела.— Киев : Наук. думка, 1964.— С. 172—175.
223. Влияние газообразного водорода при повышенных давлениях на характеристики разрушения стали Х16Н16 / В. Т. Алымов, М. И. Астрединов, В. Д. Старинский, С. И. Алексеев // Физ.-хим. механика материалов.— 1976.— № 2.— С. 35—38.
224. Федченко В. С., Василенко И. И., Гайдаренко И. Е. Зависимость прочности стали от температуры и давления газообразной среды // Там же.— 1972.— № 3.— С. 105—107.
225. Чубриков В. М. О влиянии воды затворения на величину энергии разрушения цементного камня // Там же.— 1974.— № 4.— С. 99—100.
226. Ковчик С. Е. Оценка влияния рабочих сред на трещиностойкость материалов // Тез. докл. VI Всесоюз. конф. по физ.-хим. механике конструкционных материалов.— Львов, 1974.— С. 56.
227. Оценка трещиностойкости термоупрочненной стали 40Х в морской воде / А. Н. Магденко, В. П. Воронин, А. Ю. Шульте, И. И. Силаев // Физ.-хим. механика материалов.— 1979.— № 3.— С. 60—63.
228. Лобойко В. И. О снижении кратковременной прочности стали в присутствии органических поверхностно-активных сред // Там же.— 1978.— № 5.— С. 45—49.
229. Романив О. Н., Никифорчин Г. Н., Кукляк Н. Л. К вопросу об адсорбционном снижении трещиностойкости стали при статическом нагружении // Там же.— 1976.— № 1.— С. 25—31.
230. Федченко В. С., Радкевич А. И., Карвацкий Л. М. Прочность стали в ионизованных газах // Там же.— 1976.— № 4.— С. 96—99.
231. Определение сопротивления хрупкому разрушению арматурной стали 20ГС2 / Р. И. Петровский, Г. М. Красовская, С. Н. Алексеев и др. // Там же.— 1977.— № 2.— С. 84—87.

232. Панасюк В. В., Шницер К. М., Ковчик С. Е. Влияние предварительного нагружения в среде воздуха и воды на трещиностойкость титанового сплава ВТ-14 // Там же.— 1973.— № 6.— С. 10—13.
233. Зима М. Н., Мелехов Р. К., Коваль В. П. О коррозионном растрескивании титановых сплавов в хлоридном растворе // Там же.— 1984.— № 2.— С. 102—103.
234. Исследование склонности к коррозионному растрескиванию алюминиевого сплава В93пч в 3,5 %-ном растворе NaCl / В. П. Батраков, В. П. Жилинов, В. В. Кафельников, Б. Е. Корначков // Там же.— 1980.— № 1.— С. 28—31.
235. Мелехов Р. К., Азбукин В. Г., Павлов В. Н. Оценка трещиностойкости высоколегированных мартенситных сталей в горячем растворе NaCl // Там же.— 1976.— № 3.— С. 107—109.
236. Трещиностойкость титанового сплава АТЗ / В. Е. Блащук, Р. К. Мелехов, О. Я. Лизун, Г. М. Шеленков // Там же.— 1975.— № 5.— С. 65—67.
237. Никифорчин Г. Н., Калмыков В. В. Влияние водной среды на длительную трещиностойкость термически упрочненной арматуры // Там же.— 1975.— № 5.— С. 108—110.
238. Коррозионное растрескивание хромоникельмолибденовых сталей в хлоридном растворе / В. А. Малышевский, Р. К. Мелехов, О. В. Куров, Б. Л. Легостаев // Там же.— 1980.— № 4.— С. 3—7.
239. Коррозионное растрескивание титановых сплавов АТЗ, АТ6 и ВТ14 / И. И. Василенко, Р. К. Мелехов, Н. Г. Лебедев, М. В. Коваль // Там же.— 1980.— № 1.— С. 36—42.
240. Развитие трещин в высокопрочной стали 38ХС в коррозионных средах / Н. И. Сотсков, А. М. Шляфирнер, В. М. Горицкий, С. П. Соколов // Там же.— 1981.— № 3.— С. 42—45.
241. Маричев В. А. Влияние содержания хрома на напряжение старта трещины при коррозионном растрескивании высокопрочных сталей // Там же.— 1976.— № 5.— С. 101—102.
242. Маричев В. А. Метод определения склонности конструкционных материалов к коррозионному растрескиванию // Там же.— № 2.— С. 88—90.
243. Воронин В. П., Магденко А. Н., Михневич А. П. Влияние степени предварительной деформации на  $K_{sc}$  хромоникельмолибденовой стали повышенной прочности // Там же.— 1980.— № 2.— С. 104—105.
244. Влияние скорости нагружения и морской воды на  $K_{Ic}$  термоупрочненной стали 40Х / А. Н. Магденко, В. П. Воронин, А. Ю. Шульте и др. // Там же.— 1978.— № 1.— С. 42—44.
245. Калинин В. Д., Синяевский В. С., Иваненко Н. И. Особенности коррозионного поведения сплавов системы Al — Zn — Mg при испытаниях в атмосферных условиях // Там же.— 1981.— № 3.— С. 38—41.
246. Гладштейн Л. И., Горицкий В. М., Евтушенко Н. А. Влияние титана и бора на склонность к коррозионному растрескиванию сталей для высокопрочных болтов // Там же.— 1984.— № 4.— С. 91—95.
247. Коррозионное растрескивание сварных соединений стали 07Х16Н4В в хлоридном растворе / Р. К. Мелехов, В. Н. Павлов, А. М. Круцан и др. // Там же.— 1983.— № 2.— С. 21—25.
248. Панасюк В. В., Шницер К. М., Ковчик С. Е. Определение сопротивления титанового сплава ВТ-14 хрупкому разрушению // Там же.— 1973.— № 3.— С. 64—69.
249. Ковчик С. Е. Экспериментальное определение плотности энергии разрушения закаленной стали // Вопросы механики реального твердого тела.— Киев : Наук. думка, 1964.— Вып. 3.— С. 26—32.

250. *Лунин В. В., Маричев В. А.* Новые методы изучения коррозионного растрескивания конструкционных материалов // Физ.-хим. механика материалов.— 1980.— № 1.— С. 23—27.
251. Фрактографическое исследование коррозионного растрескивания под напряжением сталей для высокопрочных болтов / Л. И. Гладштейн, В. М. Горицкий, Н. А. Евтушенко и др. // Там же.— 1980.— № 1.— С. 45—50.
252. *Лобойко В. И.* Разрушение стали У8А в жидкой среде // Там же.— № 3.— С. 114—115.
253. *Романив О. Н., Гладкий Я. Н., Курощенов А. Н.* Воздействие воды на кинетику усталостных трещин в термически упрочненной пружинной стали // Там же.— 1976.— № 2.— С. 54—55.
254. *Романив О. Н., Гладкий Я. Н., Никифорчин Г. Н.* Об одной расчетной гипотезе, предложенной для оценки влияния агрессивных сред на циклическую трещиностойкость металлов и сплавов // Там же.— 1978.— № 5.— С. 19—26.
255. *Imhof R. I., Barsom I. M.* Fatigue and corrosion fatigue crack growth of 4340 steel at various yield strength // Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing.— Philadelphia: ASTM STP 536, 1973.— P. 182—205.
256. *Paris P. C., Bucci R. I., Little C. D.* Fatigue crack propagation of D6ac steel in air and distilled water // Stress Analysis and Growth of Cracks.— Philadelphia: ASTM STP 513, 1972.— P. 1.— P. 196—217.
257. *Комиссаренко Л. М., Маричев В. А.* Исследование кинетики и механизма роста трещин при коррозионном растрескивании циркониевых сплавов // Физ.-хим. механика материалов.— 1981.— № 3.— С. 33—38.
258. *Сопrotивление* коррозионному растрескиванию титанового сплава ВТЗ-1 при наличии в металле исходных дефектов / Г. Г. Конради, А. В. Можаяев, В. И. Змиевский, В. С. Соколов // Там же.— 1978.— № 5.— С. 29—31.
259. *Комиссаренко Л. М., Лунин В. В., Маричев В. А.* Влияние термической обработки на коррозионное растрескивание титановых сплавов и замедленное разрушение их в воздухе // Там же.— 1982.— № 2.— С. 52—55.
260. *Коррозионно-механические* и электрохимические свойства сплавов систем Ti — Al — Ni и Ti — V — Nb / Ю. Н. Белоусов, Н. Г. Лебедева, Р. К. Мелехов и др. // Там же.— 1985.— № 3.— С. 58—60.
261. *Роль легирования* в сопротивлении коррозионному растрескиванию сталей для высокопрочных болтов / Л. И. Гладштейн, В. М. Горицкий, Н. А. Евтушенко, С. П. Соколов // Там же.— 1982.— № 3.— С. 100—103.
262. *Дмитрах И. Н., Грабовский Р. С.* Влияние pH среды на водородопроницаемость пассивирующих пленок и скорость роста коррозионной трещины в стали 40ХН // Там же.— 1985.— № 4.— С. 22—25.
263. *Грабовский Р. С.* Определение коррозионной трещиностойкости высокопрочных сталей при длительном статическом нагружении: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.— Львов, 1986.— 20 с.
264. *Романив О. Н., Никифорчин Г. Н., Студент А. З.* Порог коррозионно-статической трещиностойкости как характеристика конкурентной способности различных конструкционных сплавов // Физ.-хим. механика материалов.— 1985.— № 2.— С. 20—31.

1. *РД-50-260—81. Методические указания.* Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении.— М. : Изд-во стандартов, 1982.— 56 с.
2. *Методические указания.* Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) на стадии остановки трещины. Вторая редакция.— М. : Изд-во стандартов, 1981.— 30 с.
3. *РД-50-344—82. Методические указания.* Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при динамическом нагружении.— М. : Изд-во стандартов, 1983.— 51 с.
4. *Панасюк В. В., Андрейкив А. Е., Ковчик С. Е.* Методы оценки трещиностойкости конструкционных материалов.— Киев : Наук. думка, 1977.— 277 с.
5. *Ударные испытания металлов / Пер. с англ. под ред. Б. А. Дроздовского, Е. М. Морозова.*— М. : Мир, 1973.— 318 с.
6. *Васильченко Г. С., Кошелев П. Ф.* Практическое применение механики разрушения для анализа прочности конструкций.— М. : Наука, 1974.— 148 с.
7. *Махутов Н. А.* Сопротивление элементов конструкций хрупкому разрушению.— М. : Машиностроение, 1973.— 200 с.
8. *Новые методы оценки сопротивления металлов хрупкому разрушению / Пер. в англ. под ред. Ю. Н. Работнова.*— М. : Мир, 1972.— 439 с.
9. *Погодин-Алексеев Г. И.* Свойства металлов при ударном нагружении.— М. : Metallurgizdat, 1953.— 356 с.
10. *Погодин-Алексеев Г. И.* Динамическая прочность и хрупкость металлов.— М. : Машиностроение, 1966.— 244 с.
11. *Потак Е. М.* Хрупкие разрушения стали и стальных деталей.— М. : Оборонгиз, 1955.— 390 с.
12. *Шевандин Е. М.* Склонность к хрупкости низколегированных сталей.— М. : Metallurgizdat, 1953.— 183 с.
13. *Шевандин Е. М., Разов И. А.* Хладноломкость и предельная пластичность металлов в судостроении.— Л. : Судостроение, 1965.— 366 с.
14. *Давиденков Н. Н.* Проблемы удара в металловедении.— М.— Л. : Изд-во АН СССР, 1938.— 269 с.
15. *Дроздовский Б. А., Фридман Я. Б.* Влияние трещин на механические свойства конструкционных сталей.— М. : Metallurgizdat, 1960.— 260 с.
16. *ГОСТ 9454—78. Металлы.* Метод испытаний на ударный изгиб при пониженной, комнатной и повышенной температурах.— М. : Изд-во стандартов, 1982.— 11 с.
17. *Иванова В. С., Кудряшов В. Г.* К вопросу об оценке склонности металлов к хрупкому разрушению // Завод. лаб.— 1967.— № 12.— С. 1546—1548.
18. *Панасюк В. В., Ковчик С. Е., Когут Н. С.* О применении цилиндрического образца с кольцевой трещиной для определения сопротивления материалов хрупкому разрушению // Физ.-хим. механика материалов.— 1973.— № 1.— С. 69—74.
19. *Исследование сопротивления хрупкому разрушению литой стали / В. В. Панасюк, Ю. А. Шульте, С. Е. Ковчик и др.* // Пробл. прочности.— 1974.— № 11.— С. 16—18.



20. Ковчик С. Е., Когут Н. С., Сорокинский И. С. Влияние термической обработки на сопротивление некоторых сталей зарождению и распространению трещины // Физ.-хим. механика материалов.— 1972.— № 5.— С. 33—37.
21. О методах оценки склонности конструкционных материалов к хрупкому разрушению / В. В. Панасюк, С. Е. Ковчик, Н. С. Когут, Л. В. Нагирный // Тр. Всесоюз. науч.-техн. конф. «Работоспособность машин и конструкций в условиях низких температур. Хладостойкость материалов».— Якутск, 1974.— С. 19—47.
22. Новиков Н. В., Лебедев А. А., Ковальчук Б. И. Механические испытания конструкционных материалов при низких температурах.— Киев: Наук. думка, 1974.— 192 с.
23. Хрупкие разрушения сварных конструкций / В. Холл, Х. Кихара, В. Зут, А. Уэллс.— М.: Машиностроение, 1974.— 320 с.
24. Robertson T. S. Brittle fracture of mild steel // Engineering.— 1951.— 172,— P. 445.
25. Robertson T. S. Propagation of brittle fracture in steel // Iron Steel Inst.— 1953.— 175, N 12.— P. 261.
26. Robertson T. S., Hunt D. M. The propagation of brittle fracture // J. West Scot. Iron and Steel Inst.— 1952—53.— 60.— P. 259.
27. Yoshiki M. T., Kanazawa H. An improved testing method to obtain the critical stress and arresting temperature of brittle fracture propagation (Double Tension Test with Flat Temperature Gradient) / Proc. Third Jap. Congr. Test. Mat.— Kyoto, 1960.— P. 103.
28. Андрейкив А. Е., Ковчик С. Е., Панасюк В. В. Определение вязкости разрушения  $K_{Ic}$  при статическом нагружении. Рекомендация по стандартизации.— Львов, 1976.— 20 с.— (Препринт / АН УССР. Физ.-мех. ин-т; № 1).
29. Standard method of test for plane-strain fracture toughness of metallic materials // Annual Book of Standards.— Philadelphia: ASTM E399—74, 1974.— 432 p.
30. Маркочев В. М., Житенев В. В., Воробьев А. М. Расчетно-экспериментальное получение диаграммы нагрузка — деформация при ударных испытаниях // Завод. лаб.— 1979.— № 10.— С. 944—949.
31. Электронно-осциллографическая установка для записи диаграмм разрушения при ударном нагружении / В. В. Панасюк, С. Е. Ковчик, Б. М. Зайдель, И. В. Ходань // Физ.-хим. механика материалов.— 1973.— № 5. С. 94—95.
32. Тернер К. Измерение вязкости разрушения при ударном испытании с осциллографированием // Ударные испытания металлов / Пер. с англ. под ред. Б. А. Дроздовского, Е. М. Морозова.— М.: Мир, 1973.— С. 100—122.
33. Давиденков Н. Н. Динамические испытания металлов.— М.— Л.: ОНТИ, 1936.— 395 с.
34. Венци С., Прист А., Мей М. Влияние инерционной нагрузки при ударных испытаниях с осциллографированием // Ударные испытания металлов / Пер. с англ. под ред. Б. А. Дроздовского, Е. М. Морозова.— М.: Мир, 1973.— С. 175—188.
35. Higher-order numerical differentiation of experimental information / R. E. Rowlands, T. Liber, T. M. Daniel, P. G. Rose // Exp. Mech.— 1973.— 13, N 3.— P. 105—112.
36. Житенев В. В., Маркочев В. М. Моделирование процесса ударного изгиба образцов во время испытаний на маятниковых копрах // Завод. лаб.— 1980.— № 10.— С. 956—959.
37. Бишутин Г. А., Гельмиза В. И., Шур Д. М. О некоторых возможностях оценки вязкости разрушения конструкционных сталей на

- малых образцах // Пробл. разрушения металлов.— М. : МДНТП, 1975.— С. 50—62.
38. Фрид К. Применение боковых канавок при определении  $K_{Ic}$  высокопрочных материалов // Вязкость разрушения высокопрочных материалов.— М. : Металлургия, 1973.— С. 55—70.
  39. Ужик Г. В. Сопротивление отрыву и прочность металлов.— М. : Изд-во АН СССР, 1950.— 255 с.
  40. Лившиц Л. С., Рахманов А. С. Об определении ударной вязкости стали при низких температурах // Завод. лаб.— 1958.— № 5.— С. 622—625; 1959.— № 2.— С. 190—193.
  41. Дроздовский Б. А., Фридман Я. Б. Методика оценки чувствительности материалов к трещинам при ударном изгибе // Там же.— 1959.— № 3.— С. 320—328.
  42. Гуляев А. П. Разложение ударной вязкости на ее составляющие по данным испытания образцов с разным надрезом // Там же.— 1967.— № 4.— С. 473—475.
  43. Бакиш О. А., Моношков А. Н., Кукин А. Г. Метод определения составляющих ударной вязкости // Там же.— 1969.— № 5.— С. 615—616.
  44. Orner G. M., Hartbowser C. E. Sheet fracture toughness evaluated by charpy impact and slow bend // Weld. J.— 1961.— 40, N 9.— P. 405—416.
  45. Волошенко-Климовицкий Ю. Я. Аппаратура для испытаний материалов при скоростном нагружении // Завод. лаб.— 1963.— № 4.— С. 482—486.
  46. Волошенко-Климовицкий Ю. Я. Методика измерения усилия и малых деформаций при ударном растяжении // Там же.— 1956.— № 9.— С. 1090—1095.
  47. Волчок И. П., Ковчик С. Е., Зима М. М. Определение склонности литой стали к хрупкому разрушению // Физ.-хим. механика материалов.— 1978.— № 1.— С. 44—49.
  48. Значковский О. Д., Новиков Н. В. Испытания на ударный изгиб при низких температурах с записью диаграмм деформирования // Пробл. прочности.— 1972.— № 12.— С. 55—57.
  49. Ковчик С. Е., Ходань И. В., Костырко О. С. Особенности хрупкого разрушения компрессорных материалов при ударном нагружении // Физ.-хим. механика материалов.— 1976.— № 5.— С. 51—55.
  50. Моношков А. Н., Пашков Ю. И., Власов В. А. К выбору образца и схемы нагружения для определения сопротивляемости материалов распространению трещин // Завод. лаб.— 1973.— № 3.— С. 338—341.
  51. Панасюк В. В., Ковчик С. Е., Ходань И. В. Исследование трещиностойкости материала при ударном нагружении // Физ.-хим. механика материалов.— 1976.— № 6.— С. 3—7.
  52. Панасюк В. В., Ковчик С. Е., Ходань И. В. К методике определения склонности металлов к хрупкому разрушению при ударном нагружении // Там же.— 1973.— № 4.— С. 113—115.
  53. Электронно-осциллографическая установка для регистрации взаимосвязи параметров скоростных процессов / В. В. Панасюк, С. Е. Ковчик, Б. М. Зайдель, И. В. Ходань.— Киев : Наук. думка, 1974.— 2 с.— (Информ. письмо № 34).
  54. Давиденков Н. Н. Динамические испытания металлов.— М. : Госстандарт, 1929.— 266 с.
  55. Мартынов В. Г., Дроздовский Б. А., Крамаров М. А. Влияние глубины исходной трещины на удельную работу разрушения конструкционных сталей // Завод. лаб.— 1973.— № 7.— С. 849—852.
  56. Определение критической температуры хладноломкости литой стали / С. Е. Ковчик, И. П. Волчок, В. П. Панасюк и др. // Физ.-хим. механика материалов.— 1967.— № 2.— С. 232—236.

57. Ярема С. Я., Хариш Е. Л. О периодах зарождения и развития трещины при повторно-ударном растяжении стали 30ХГСН2А // Там же.— 1969.— № 5.— С. 539—541.
58. Шульте Ю. А. Хладостойкие стали.— М.: Металлургия, 1970.— 223 с.
59. О влиянии неметаллических включений на распространение трещины в стали 45Л / И. В. Волчок, С. Е. Ковчик, В. В. Панасюк, Ю. А. Шульте // Физ.-хим. механика материалов.— 1967.— № 4.— С. 440—443.
60. Исследование вязкости разрушения корпусной стали 12Х2МФА по моменту старта и остановки трещины при неизометрических условиях испытания / В. М. Маркочев, А. Г. Краев, А. П. Бобринский и др. // Физика и механика деформации разрушения.— М.: Атомиздат, 1977.— Вып. 4.— С. 41—47.
61. Морозов Е. М., Черныш Т. А., Воробьева Л. Ю. МКЭ расчет коэффициента интенсивности напряжений для ДКБ-образцов // Прочность и долговечность материалов и конструкций атомной техники.— М.: Энергоатомиздат, 1982.— С. 72—75.
62. Никишков Г. П., Краев А. Г. Коэффициент интенсивности напряжений для ДКБ-образцов при нагружении силой и моментом // Физика и механика деформации и разрушения.— М.: Атомиздат, 1977.— Вып. 4.— С. 59—61.
63. Исследование сопротивления хрупкому разрушению сварных соединений большой толщины / А. А. Блюмкин, В. Ю. Гольцев, Г. П. Карзов, В. М. Маркочев // Сопротивление сварных конструкций хрупким разрушениям.— Л.: ЛДНТП, 1971.— С. 46—52.
64. Маркочев В. М., Сизарев В. Д. Методика измерения средней скорости закритического разрушения ферромагнитных материалов // Пробл. прочности.— 1974.— № 2.— С. 60—62.
65. Васютин А. Н., Георгиев М. Н., Пируцкий М. В. Определение критического коэффициента интенсивности напряжений на стадии остановки хрупкой трещины // Завод. лаб.— 1980.— № 9.— С. 860—863.
66. Розенштейн И. М. К вопросу оценки вязкости разрушения строительной стали // Прочность металлов и сварных конструкций.— Якутск: Изд-во ЯФ СО АН СССР, 1974.— С. 139—153.
67. Розенштейн И. М. О применении линейной механики разрушения к пластичным сталям // Физика и механика разрушения материалов при пониженных температурах.— Якутск: Изд-во ЯФ СО АН СССР, 1978.— С. 85—93.
68. Касаткин Б. С. Структура и микромеханизм хрупкого разрушения стали.— Киев: Наука, 1964.— 264 с.
69. Тернер К. Радон Дж. Измерение сопротивления развитию трещин в малопрочных конструкционных сталях // Новые методы оценки сопротивления материалов хрупкому разрушению.— М.: Мир, 1972.— С. 161—180.
70. Эрдоган Ф. Теория распространения трещин. Разрушение.— М.: Мир, 1973.— Т. 2.— С. 521—615.
71. Irwin G. R., Wells A. A. A continuum-mechanics view of crack propagation // Met. Rev.— 1965.— 10, N 38.— P. 223.
72. Kanninen M. F. A dynamic analysis of unstable crack propagation and arrest in DCB specimen // Int. J. Fract.— 1974.— 10, N 3.— P. 415—430.
73. Kobayashi A. S., Urabe I., Love W. J. Dynamic finite element analysis of two compact specimens // Trans. ASME.— 1978.— 100, N 4.— P. 73—80.
74. By the navy department advisory committee for structural steels. The robertson crack arrest test / Brit. Weld. J.— 1968.— N 8.— P. 387—394.

75. *Standard method for conducting drop-weight test to determine nil-ductility transition temperature of ferritic steels* // Annual Book of Standards.— Philadelphia : ASTM E208—69, 1974.
76. *ГОСТ 25.506—85. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении.*— М. : Изд-во стандартов, 1985.— 62 с.
77. *Винклер О. Н., Махутов Н. А. Сопротивление строительных сталей хрупкому разрушению в связи с характеристиками рассеяния // Прогрессивные методы и средства повышения сопротивления элементов конструкций и машин хрупкому разрушению.*— М. : Стройиздат, 1970.— С. 24—29.
78. *Беляев Б. Ф., Винклер О. Н., Махутов Н. А. О методе расчета строительных конструкций северного исполнения* // Пром. стр-во.— 1973.— № 7.— С. 33—36.
79. *Нормы расчета на прочность элементов реакторов, парогенераторов, сосудов и трубопроводов атомных электростанций, опытных и исследовательских ядерных реакторов и установок.*— М. : Металлургия, 1973.— 408 с.
80. *Конструкционные материалы АЭС / Ю. Ф. Баландин, И. В. Горынин, Ю. И. Звездин, В. Г. Марков.*— М. : Энергоатомиздат, 1984.— 280 с.
81. *Карзов Г. П., Леонов В. П., Тимофеев Б. Т. Сварные сосуды высокого давления.*— М. : Машиностроение, 1982.— 287 с.

#### К гл. 4

1. *Маркочев В. М. Экспериментальные методы исследования процессов разрушения.*— М. : МИФИ, 1982.— 94 с.
2. *Фридман Я. Б. Механические свойства металлов.*— М. : Машиностроение, 1974.— Т. 1. 472 с.; Т. 2. 368 с.
3. *Приборы для неразрушающего контроля материалов и изделий / Под ред. В. В. Ключева.*— М. : Машиностроение, 1976. Т. 1. 391 с.; Т. 2. 326 с.
4. *Финкель В. М. Физические основы торможения трещин.*— М. : Металлургиздат, 1977.— 360 с.
5. *Финкель В. М. Физика разрушения.*— М. : Металлургиздат, 1960.— 260 с.
6. *Зинхем Р. И., Дедрик Дж. Х. Разрушение алюминиевых сплавов. Разрушение.*— М. : Мир, 1976.— Т. 6.— С. 296—369.
7. *Magnani N. J. Acoustic emission and stress-corrosion cracking of V—4,5 wt Nb* // Exp Mech.— 1975.— 13, N 12.— P. 526—533.
8. *Андрейкив А. Е., Лысак Н. В. Определение параметров трещиностойкости материалов с помощью характеристик акустических сигналов* // Докл. АН УССР. Сер. А.— 1983.— № 7.— С. 26—28.
9. *Панасюк В. В., Сергиенко О. Н., Микитишин С. И. Акустическая эмиссия при разрушении материалов* // Физ.-хим. механика материалов.— 1983.— № 6.— С. 50—53.
10. *Лысак Н. В., Скальский В. Р. Исследование субкритического роста трещин с помощью акустической эмиссии* // Там же.— 1986.— № 4.— С. 113—114.
11. *Шрайбер Д. С. Ультразвуковая дефектоскопия.*— М. : Металлургия, 1965.— 392 с.
12. *Ho C. L., Marens H. L., Buck O. Ultrasonic surface wave detection techniques in fracture mechanics* // Exp. Mech.— 1974.— 14, N1.— P. 42—48.

13. *Andrews E. H., Levy G. M.* An ultrasonic technique for measuring and crase velocities // *J. Mater. Sci.*— 1971.— N 6.— P. 1094—1099.
14. *Clark G., Khott J. E.* Measurement of fatigue cracks in notched specimens by means of the theoretical electrical potential calibration // *J. Mech. Phys. Solids.*— 1975.— 23, N 3.— P. 268—276.
15. *Марковцев В. М., Гольцев В. Ю., Бобринский А. П.* Упрощенная схема измерений длины трещины в листовых образцах методом электрического потенциала // *Завод. лаб.*— 1971.— № 5.— С. 598—600.
16. *Бобринский А. П., Гринь Е. А., Марковцев В. М.* Исследование кинетики роста усталостных трещин в низкопрочных сталях // *Пробл. прочности.*— 1975.— № 9.— С. 861—862.
17. *Марковцев В. М., Бобринский А. П., Кийко В. М.* Новый метод измерения длины трещины в токопроводящих образцах // *Завод. лаб.*— 1974.— № 9.— С. 861—862.
18. *Бобринский А. П., Краев А. Г., Марковцев В. М.* Вариант метода разности электрических потенциалов для измерения длины трещины // *Физика и механика деформации и разрушения.*— М.: Атомиздат, 1978.— С. 3—7.
19. *Марковцев В. М., Житенев В. В., Бобринский А. П.* Измерение скорости роста закритических трещин методом разности электрических потенциалов // *Завод. лаб.*— 1976.— № 2.— С. 221—224.
20. *Дорофеев А. Л.* Неразрушающие испытания методом вихревых токов.— М.: Оборонгиз, 1961.— 158 с.
21. *Марковцев В. М., Дроздовский Б. А.* Методика оценки скорости развития трещин и получения заданного напряжения при повторном нагружении // *Завод. лаб.*— 1965.— № 2.— С. 345—349.
22. *Дроздовский Б. А., Марковцев В. М.* Исследование кинетики разрушения листовых материалов методом феррографии // *Там же.*— 1968.— № 2.— С. 209—213.
23. *Battacharya S., Schröder K.* A new method of detecting fatigue crack propagation in ferromagnetic specimens // *J. Test. and Eval.*— 1975.— 3, N 4.— P. 289—291.
24. *Керкхоф Ф.* Модуляция хрупкой трещины упругими волнами // *Физика быстротекущих процессов.*— М.: Мир, 1972.— Т. 2.— С. 5—68.
25. *Гордеева Т. А., Жегина И. П.* Анализ изломов при оценке надежности материалов.— М.: Машиностроение, 1978.— 200 с.

- Арматурная сталь 167, 208
- Аустенитное зерно 191, 192, 194, 196
- Баркгаузена эффект 401
- Вероятность разрушения 348
- Включения неметаллические 168, 169, 179
- Влияние на трещиностойкость:
  - коррозионных сред 256
  - наводороживания 248
  - облучения 184
  - структурных факторов 182
  - температуры испытания 164
- Время вылеживания 208
- закритического разрушения 337
- эксплуатации 201
- Глубина губ среза 17
- Джей-интеграл 45
- Диаграммы деформирования и разрушения 34, 43, 60, 306, 324
- — — при динамических испытаниях 286, 300, 312, 317
- — — статических испытаниях 34, 133
- Инерционная поправка 302, 325
- Интенсивность освобождения энергии 17, 19, 21
- Копры для ударных испытаний:
  - маятниковые 296
  - пневматические 296
  - ротационные 296
  - с падающим грузом 296, 343
- Коэффициент интенсивности напряжений:
  - при нормальном отрыве 16, 34, 47, 299
  - поперечном сдвиге 72
  - продольном сдвиге 73
- Линии Вальнера 370, 405, 406
- Метод измерения длины трещины:
  - акустической эмиссии 379
  - вихревых токов 396
  - магнитный 398
  - оптический 372
  - разности электрических потенциалов 385
  - сигнальных датчиков 402
  - ультразвуковой 381
  - упругой податливости 374
  - фрактографический 404
- Метод многократного определения трещиностойкости на одном образце 42
- образования кольцевых трещин 49
- определения трещиностойкости на цилиндрическом образце с трещиной 48, 51, 54
- — эффективной поверхностной энергии 57
- разгрузки в экспериментальной механике 78
- Моделирование процесса изгиба 313
- Модель системы маятник — образец — опора 313
- Направление разрушения 91
- Обработка холодом 164
- Образец для статических испытаний дисковый с краевой трещиной 29, 58
- — — — плоский с краевой трещиной 29
- — — — — центральной трещиной 28
- — — — — с двумя краевыми трещинами 28
- — — — — краевой трещиной на изгиб 28
- Образцы для динамических испытаний 287—290, 292, 294, 295
- Остаточный аустенит 164, 199, 200
- Отпуск под напряжением 200
- Охлаждающие вещества 302, 303

- Охлаждение образцов 302  
 Перлит 193, 195  
 Податливость образца 82, 83  
 Приборы измерительные:  
   дифференциальные 371  
   каскадные 371  
   компенсационные 371, 372  
   логометрические 371, 372  
   многоканальные 371  
 Работа удара 288  
   — — необратимая 57  
 Раскисление стали конечное 168, 329, 330  
 Раскрытие трещины:  
   критическое нормального  
   отрыва 44, 61, 64  
   продольного сдвига 76  
 Рассеяние механических характеристик 365  
 Сварное соединение 214, 219, 222, 270  
 Структурный параметр 87, 236  
 Температура испытания 164  
   — нулевой пластичности 343  
   — переохлаждения 303  
   — хрупкости критическая 47, 170, 351  
 Технология выплавки 204  
 Трещиностойкости предел 43  
 Трещиностойкость:  
   алюминиевых сплавов 112  
   кристаллических и композиционных сверхтвердых материалов 163, 164, 243—246  
   магниево-литиевых сплавов 206, 207  
   монокристаллов кремнистого железа 231  
   неметаллических материалов 160  
   поликристаллического кремнистого железа 230  
   пружинной проволоки 219  
   спеченных материалов 246, 247  
   сталей 92  
   технически чистого вольфрама 245  
   титановых сплавов 146, 213, 236  
   чугуна серого 230  
 Ударная вязкость 288  
 Условие выращивания трещины 30, 52  
   — достоверности при нормальном отрыве 35, 54  
   — — — продольном сдвиге 74  
 Ферритное зерно 186, 192  
 Характеристики трещиностойкости:  
   динамической 291, 292  
   на стадии остановки трещины 339  
   статической 15  
 Хладагенты жидкие 302  
 Энергия:  
   поверхностная эффективная 16, 17  
   упругой деформации 18

СПРАВОЧНОЕ ИЗДАНИЕ

# МЕХАНИКА РАЗРУШЕНИЯ И ПРОЧНОСТЬ МАТЕРИАЛОВ

Справочное пособие

Том 3

**КОВЧИК СТЕПАН ЕВСТАФЬЕВИЧ**  
**МОРОЗОВ ЕВГЕНИЙ МИХАЙЛОВИЧ**

**Характеристики кратковременной  
трещиностойкости материалов  
и методы их определения**

Оформление художника *В. Г. Самсонова*  
Художественный редактор *А. В. Косяк*  
Технический редактор *А. М. Капустина*  
Корректоры *С. Е. Ноткина, Л. Р. Бузишвили,*  
*Л. М. Тищенко*

ИБ № 8863

Сдано в набор 04.02.88. Подп. в печ. 11.11.88. БФ 00172.  
Формат 84×108/32. Бум тип. № 1. Лит. гарн. Выс. печ.  
Усл. печ. л. 27,89. Усл. кр.-отт. 22,89. Уч.-изд. л. 26,92.  
Тираж 4000 экз. Заказ 8—490. Цена 2 р 10 к.

Издательство «Наукова думка». 252601 Киев 4,  
ул. Репина, 3

Главное предприятие республиканского  
производственного объединения «Полиграфкнига».  
252057. Киев, ул. Довженко, 3